

## ABSCHLUSSBERICHT

# Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise

Forschungsvorhaben Nr. S 503

im Auftrag der

Stiftung Industrieforschung

Marktstraße 8, 50968 Köln

**BIBLIOTHEK**  
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz  
der Technischen Universität Braunschweig  
Beethovenstraße 52  
D-38106 Braunschweig

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser

Dipl.-Ing. Jochen Zehfuß

**Dezember 2002**

## Inhalt

<b>1</b>	<b>Einführung und Anlass</b>	<b>9</b>
<b>2</b>	<b>Bauaufsichtlichen Anforderungen</b>	<b>11</b>
2.1	Stand der bauaufsichtlichen Anforderungen für Wohn- und Bürogebäude in Stahlbauweise	11
2.2	Bauaufsichtliche Anforderungen im Ausland	13
2.2.1	Allgemeines	13
2.2.2	Internationale Normen und Verordnungen	14
2.2.3	Zusammenfassung	20
<b>3</b>	<b>Bemessungsgrundlagen</b>	<b>20</b>
3.1	Allgemeines	20
3.2	Zeitlicher Verlauf von Bränden	20
3.3	Temperaturzeitkurven	22
3.3.1	Einheitstemperaturzeitkurve	22
3.3.2	Temperaturzeitkurven für natürliche Brände	23
3.4	Verfahren mit äquivalenter Branddauer	25
3.5	Bemessungsfeuer	26
3.5.1	Allgemeines	26
3.5.2	Energiefreisetzungsrate für mehrgeschossige Wohn- und Bürogebäude	27
3.6	Simulationsrechnungen	30
<b>4</b>	<b>Realbrandkurven</b>	<b>32</b>
4.1	Allgemeines	32
4.2	Zeitlicher Verlauf	32
4.3	Brandlastgesteuerte Brände	33
4.4	Ventilationsgesteuerte Brände	35
4.5	Qualitativer Verlauf	38
4.6	Raumzellenbrände	40
4.7	Tabellenkalkulations-Software	42
<b>5</b>	<b>Validierung</b>	<b>44</b>
5.1	Allgemeines	44

5.2	Validierung anhand von Wärmebilanzberechnungen	45
5.3	Validierung anhand von dokumentierten Brandversuchen	50
5.4	Bewertung	55
<b>6</b>	<b>Validierungsversuch</b>	<b>56</b>
6.1	Beschreibung des Versuchsaufbaus	56
6.1.1	Allgemeines	56
6.1.2	Versuchsstand	56
6.1.3	Brandlasten	57
6.1.4	Probekörper	59
6.2	Beschreibung der Messeinrichtungen	60
6.2.1	Temperaturmessungen	60
6.2.2	Abbrandwaage und Sauerstoffkalometrie	60
6.2.3	Druck und Geschwindigkeitsprofil in der Öffnung	61
6.2.4	Verformungsmessung am belasteten Probekörper	61
6.3	Beschreibung des Versuchsablaufs	62
6.4	V Versuchsergebnisse	63
6.4.1	Abbrandrate	63
6.4.2	Energiefreisetzungsrate	64
6.4.3	Brandraumtemperaturen	65
6.4.4	Temperaturen an Probekörpern	66
6.4.5	Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte	67
6.4.6	Verformung des belasteten Probekörpers	68
6.5	Versuchsauswertung	70
6.5.1	Energiefreisetzungsrate	70
6.5.2	Brandraumtemperaturen	72
6.5.3	Validierung	76
6.5.4	Temperaturen an Probekörpern	78
6.5.5	Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte	80
6.5.6	Verformung des belasteten Probekörpers S7	81
6.6	Bewertung des Validierungsversuches	82
6.7	Danksagung	85
<b>7</b>	<b>Anwendung</b>	<b>85</b>
7.1	Brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen und Tragwerken	85

7.2	Anwendungsbeispiele	86
7.2.1	Allgemeines	86
7.2.2	Beispiel Wohngebäude	86
7.2.3	Beispiel Bürogebäude	90
7.2.4	Bewertung	95
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>97</b>
<b>9</b>	<b>Literatur</b>	<b>99</b>

## Bildverzeichnis

Bild 1	Analyseprozedur für ISO-Entwurf zur Brandschutzbemessung	18
Bild 2	Flussdiagramm der brandschutztechnischen Bemessung in Neuseeland	19
Bild 3	Zeitlicher Verlauf eines Brandes mit Brandphasen [KOR81]	22
Bild 4	Vergleich des Temperaturzeitverlaufs natürlicher Brände mit der ETK	23
Bild 5	Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate (Prinzip)	29
Bild 6	Simulierter Heißgastemperaturzeitverlauf bei Variation der Brandlastdichte mit Bestimmung der Temperaturwerte $T_{3,x}$	31
Bild 7	Qualitativer Verlauf von Heißgastemperatur und Energiefreisetzungsrate	33
Bild 8	Maximaltemperaturen $T_2$ brandlastgesteuerter Brände unter Variation der thermischen Eindringzahl $b$ bei einer Brandlastdichte $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ in Abhängigkeit vom Faktor $k$ (Simulation mit [NIST92])	34
Bild 9	Temperaturwerte $T_1$ und $T_3$ brandlastgesteuerter Brände unter Variation der thermischen Eindringzahl $b$ bei einer Brandlastdichte $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ in Abhängigkeit vom Faktor $k$ (Simulation mit [NIST92])	35
Bild 10	Maximaltemperaturen $T_2$ ventilationsgesteuerter Brände bei einer Brandlastdichte $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ in Abhängigkeit vom inversen Öffnungsfaktor $1/O$ mit Scharparameter $b$ (Simulation mit [NIST92])	36
Bild 11	Temperaturwerte $T_1$ ventilationsgesteuerter Brände bei einer Brandlastdichte $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ in Abhängigkeit vom inversen Öffnungsfaktor $1/O$ mit Scharparameter $b$ (Simulation mit [NIST92])	37
Bild 12	Temperaturwerte $T_3$ ventilationsgesteuerter Brände bei einer Brandlastdichte $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ in Abhängigkeit vom inversen Öffnungsfaktor $1/O$ mit Scharparameter $b$ (Simulation mit [NIST92])	37
Bild 13	Mathematische Beschreibung der Realbrandkurven in 3 Bereichen	39
Bild 14	Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei sukzessiver Brandausbreitung in einem Bürogebäude mit Zellenbauweise	41
Bild 15	Eingabemaske zur Berechnung der Realbrandkurve	43
Bild 16	Eingabemaske zur Berechnung der Stahltemperatur nach [EC3-1-2]	43
Bild 17	Ausgabe der Beanspruchungs- und Stahltemperatur des Tabellenkalkulationsprogramms	44
Bild 18	Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums $A_{30}$	47

Bild 19	Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums $A_{60}$	47
Bild 20	Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums $A_{90}$	48
Bild 21	Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums $A_{180}$	49
Bild 22	Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums $T_{max}$	50
Bild 23	Vergleich gemessener und mit verschiedenen Verfahren berechneter Maximaltemperaturen dokumentierter Brandversuche (Vergleichskriterium $T_{max}$ )	53
Bild 24	Vergleich von dokumentierten Brandversuchen mit Realbrandkurven und anderen Verfahren anhand des Vergleichskriterium $A_{30}$	54
Bild 25	Vergleich von dokumentierten Brandversuchen mit Realbrandkurven und anderen Verfahren anhand des Vergleichskriterium $A_{60}$	55
Bild 26	Brandraum mit Abzugshaube Versuchsstand „Oskar“	57
Bild 27	Blick in den Versuchsstand mit Büro-Brandlasten	58
Bild 28	Anordnung der Brandlasten, der Probekörper S1-S9 und der Messstangen M1-M7 für die Brandraumtemperatur im Versuchsstand	59
Bild 29	Lage und Aufbau der Wiegebühne	61
Bild 30	DSB-geschützte Stütze während und nach dem Brand (aufgeschäumt)	63
Bild 31	Gemessene Abbrandrate (aus Massenverlust pro Zeit bestimmt)	64
Bild 32	Energiefreisetzungsrate nach dem Prinzip der Sauerstoffkalometrie im Abgasstrom ermittelt (gemessen) und über die Abbrandrate bestimmt	65
Bild 33	Gemittelte gemessene Temperaturen in verschiedenen Ebenen	66
Bild 34	Gemessener Temperaturzeitverlauf Probekörper S1 im Vergleich zur benachbarten Umgebungstemperatur der Messstelle M1 ( $h = 0,30$ m und $h = 2,50$ m)	67
Bild 35	Gemessener Temperaturzeitverlauf in der m-Faktor-Platte und Umgebungstemperatur Messstange M4	68
Bild 36	Statisches System belasteter Probekörper S7	69
Bild 37	Gemessene vertikale Verformung des Probekörpers S7 und gemessene Bauteiltemperatur (gemittelt) von S7	70

Bild 38	Vergleich der experimentell bestimmten Energiefreisetzungsrate (Ansatz 3) mit den Ansätzen 1, 2 und 4	71
Bild 39	Contourplot der mit [FdS2] berechneten Temperaturverteilung	73
Bild 40	Vergleich der mit den Ansätzen 1-3 mit CFAST berechneten Heißgastemperatur mit der gemessenen Heißgastemperatur	74
Bild 41	Verlauf der Energiefreisetzungsrate nach Ansatz 1-4 für die Realbrandkurven im Vergleich zur experimentell aus der Abbrandrate bestimmten Energiefreisetzungsrate	75
Bild 42	Vergleich der mit den Ansätzen 1, 2 und 4 berechneten Realbrandkurven mit der gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve	76
Bild 43	Vergleich der berechneten Temperaturzeitkurven mit der gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve und der gemessenen durchschnittlichen Temperatur	77
Bild 44	Simulierte Temperaturverteilung [ANS6.0] von S4 nach 30 Minuten	79
Bild 45	Gemessener und simulierter Temperaturzeitverlauf an Steg und Gurten des Probekörpers S6 im Schnitt h= 2,50 m	80
Bild 46	Vergleich der gemessenen (Mess) und simulierten (ANSYS) Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte	81
Bild 47	Vergleich gemessener und mit [ANS6.0] simulierter vertikaler Verformung von Probekörper S7	82
Bild 48	Vergleich von Versuchsergebnis und Realbrandkurve sowie Zonenmodellberechnungen anhand der Vergleichskriterien $A_{23}$ , $A_{30}$ und $A_{60}$	83
Bild 49	Grundriss der Nutzungseinheit mit zu bemessendem Stahlunterzug (Anwendungsbeispiel 1)	87
Bild 50	Realbrandkurve, Heißgastemperaturzeitkurve, ETK sowie entsprechende Stahl-Querschnittstemperaturzeitverläufe (Anwendungsbeispiel 1)	89
Bild 51	Grundriss der Nutzungseinheit mit Bürozellen	91
Bild 52	Verlauf der Energiefreisetzungsrate, der Heißgastemperatur (Realbrandkurve) und der Stahl-Querschnittstemperatur bei sukzessiver Brandausbreitung in Bürozellen im Vergleich zur ETK	92

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1	Bauaufsichtliche Brandschutzanforderungen an normale Bauteile bei den Gebäudeklassen 2-4 (gemäß Musterbauordnung – MBO -)	11
Tabelle 2	Bauaufsichtliche Brandschutzanforderungen an besondere Bauteile bei den Gebäudeklassen 2-4 (gemäß Musterbauordnung – MBO -)	12
Tabelle 3	Toleranzwerte (accuracies) für Rechencodes nach [BRE89]	46
Tabelle 4	Randbedingungen der dokumentierte Brandversuche	51
Tabelle 5	Überblick über Stahl-Probekörper	60
Tabelle 6	Abweichungen [%] der Realbrandkurve und Zonenmodellberechnung (Vergleichskriterium $T_{\max}$ )	84
Tabelle 7	Brandschutztechnische Bemessung eines Bürogebäudes in Zellenbauweise mit Realbrandkurven	94
Tabelle 8	Ergebnisse der brandschutztechnischen Bemessung der Anwendungsbeispiele	96



## 1 EINFÜHRUNG UND ANLASS

Grundlage der brandschutztechnischen Anforderungen in deutschen Bauordnungen ist zurzeit die Einheitstemperaturzeitkurve (ETK), welche alle brandschutztechnischen Randbedingungen bezüglich Brandlast, Ventilation und Konstruktion auf der sicheren Seite liegend abdecken soll. Diese pauschalisierende Bemessungsgrundlage kann zu einer aus der Sicht des Brandschutzes unwirtschaftlichen Bemessung von Bauteilen führen. Durch überhöhte und undifferenzierte Anforderungen wird insbesondere die Stahlbauweise im Vergleich zu massiven Bauweisen benachteiligt.

Auf internationaler Ebene finden im baulichen Brandschutz immer stärker ingenieurmäßige Verfahren Anwendung, mit denen die Schutzziele - abweichend von der Standardbemessung - auf andere Weise erreicht werden können. In Schweden sind bereits seit den siebziger Jahren brandschutztechnische Nachweisverfahren auf der Grundlage von Wärmebilanzrechnungen bauaufsichtlich verankert. Auch in den sich in der Überarbeitung befindenden Eurocodes werden abweichend von der Standardbemessung alternativ ingenieurmäßige Verfahren zur Verfügung gestellt.

Eine Möglichkeit zur risikoorientierten Betrachtung und Beurteilung der Brandgefährdung ist in den deutschen Normen zumindest für die Bemessung von Wohn- und Bürogebäuden zurzeit nicht gegeben. Im Zuge einer risikogerechten Beurteilung der Brandgefährdung und Absenkung der Anforderungen können sich Kosteneinsparungen bei Brandschutzmaterialien wie z. B. Bekleidungen und dämmschichtbildende Anstriche ergeben. Der Stahlbauweise könnte unter Ausnutzung ihrer Vorteile (Flexibilität, leichte und filigrane Konstruktion, Recyclefähigkeit) im Bereich der Wohn- und Bürogebäude somit ein erweiterter Anwendungsmarkt erschlossen werden.

Ziel dieses Forschungsvorhabens war es daher, die möglichen Brandwirkungen natürlicher Brände in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden zu untersuchen und Bemessungsvorschläge zu unterbreiten. Nach der Erarbeitung eines Überblicks über den Stand der bauaufsichtlichen Anforderungen im internationalen Vergleich wurden zunächst die Bemessungsgrundlagen untersucht. Auf der Grundlage eines definierten Bemessungsfeuers wurden dann die Temperaturzeitverläufe natürlicher Brände in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden in Abhängigkeit der tatsächlich vorhandenen Randbedingungen ermittelt und hinsichtlich ihrer Einflussfaktoren systematisch untersucht. Unter Berücksichtigung der wesentlichen Parameter wurden die Temperaturzeitverläufe mit vereinfachten Gleichungen in Form von sogenannten Realbrandkurven mathematisch formuliert und mit verschiedenen Methoden validiert.

Die Realbrandkurven geben dem in der Praxis tätigen Ingenieur die Möglichkeit, die thermischen Einwirkungen eines natürlichen Brandes in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden für die Bauteilauslegung zu berücksichtigen, ohne auf die Anwendung relativ komplizierter Wärmebilanzmodelle angewiesen zu sein.

Die Realbrandkurven eignen sich als Grundlage für die Bauteilauslegung mit den vereinfachten und allgemeinen Berechnungsverfahren der Eurocodes. Mit Hilfe einer im Rahmen des Forschungsvorhabens entwickelten Tabellenkalkulationssoftware lassen sich die brandschutztechnischen Nachweise für Bauteile unter natürlicher Brandbeanspruchung automatisieren.

Der Bauaufsicht kann somit ein nachprüfbares und validiertes Verfahren vorgestellt werden, mit dem abweichend von der Normbeanspruchung (ETK) eine brandschutztechnische Bemessung unter Berücksichtigung des real vorhandenen Brandrisikos durchgeführt werden kann. Durch Einbringung in das bauaufsichtliche Verfahren sollen die Vorteile der risikogerechten Bemessung, die sich insbesondere für Stahlbauteile ergeben, nutzbar gemacht werden. Hierfür bietet sich z. B. die Erarbeitung der Nationalen Anhänge für die Eurocodes an. Eurocode 1 Teil 1-2 [EC-1-2] bietet im informativen Anhang A parametrische Temperaturzeitkurven an, die die Brandwirkungen jedoch undifferenziert beschreiben. Als erster Schritt könnten im Nationalen Anhang zu EC1-1-2 alternativ die Realbrandkurven als Berechnungsmethode für die thermischen Einwirkungen angeboten und von der Bauaufsicht als Bemessungsmethode anerkannt werden.

In einem zweiten Schritt kann darauf hin gearbeitet werden, dass die Realbrandkurven auch auf europäischer Ebene verbreitet werden, um mittelfristig die weniger geeignete parametrischen Temperaturzeitkurven abzulösen.

## **2 BAUAUFSICHTLICHEN ANFORDERUNGEN**

### **2.1 Stand der bauaufsichtlichen Anforderungen für Wohn- und Bürogebäude in Stahlbauweise**

Die wesentlichen Schutzziele des Brandschutzes sind in §17 der Musterbauordnung (MBO) [MBO1996] formuliert, der auch in den entsprechenden Landesbauordnungen zu finden ist. Nach Absatz (1) müssen bauliche Anlagen so beschaffen sein, dass der Entstehung eines Brandes und der Ausbreitung von Feuer und Rauch vorgebeugt wird und bei einem Brand die Rettung von Menschen und Tieren sowie wirksame Löscharbeiten möglich sind. Die Anforderungen aus dem §17 der MBO resultieren aus den allgemeinen Anforderungen des §3 der MBO, wonach bauliche Anlagen so anzuordnen, zu errichten, zu ändern und instandzuhalten sind, dass die öffentliche Sicherheit und Ordnung, insbesondere Leben, Gesundheit oder die natürlichen Lebensgrundlagen, nicht gefährdet wird.

Die von den Schutzzielen abgeleiteten brandschutztechnischen Anforderungen richten sich u. a. nach der Höhe des Gebäudes. Mit zunehmender Höhe werden die Rettungs- und Löscharbeiten erschwert, weshalb die Anforderungen an die Bauteile mit zunehmender Gebäudehöhe steigen. Die MBO [MBO1996] unterteilt die Gebäude hinsichtlich ihrer Höhe in 5 Gebäudeklassen.

- Gebäudeklasse 1: freistehendes Wohngebäude mit 1 Wohneinheit
- Gebäudeklasse 2: Wohngebäude geringer Höhe mit 2 oder weniger Wohneinheiten
- Gebäudeklasse 3: Gebäude geringer Höhe mit 3 oder mehr Wohneinheiten
- Gebäudeklasse 4: Sonstige Gebäude (außer Hochhäuser)
- Gebäudeklasse 5: Hochhäuser

Gebäude geringer Höhe sind Gebäude, bei denen der Fußboden keines Geschosses, in dem Aufenthaltsräume möglich sind, an keiner Stelle mehr als 7 m über der Geländeoberfläche liegt (§2 der MBO). Hochhäuser sind Gebäude, bei denen der Fußboden mindestens eines Aufenthaltsraumes mehr als 22 m über der Geländeoberfläche liegt. Diese Einteilung beruht auf dem grundsätzlichen Vorhandensein von Steckleitern bei Feuerwehreinsätzen. Entsprechend richten sich die brandschutztechnischen Anforderungen an Gebäude nach dieser Einteilung (Tabelle 1 und Tabelle 2).

**Tabelle 1** Bauaufsichtliche Brandschutzanforderungen an normale Bauteile bei den Gebäudeklassen 2-4 (gemäß Musterbauordnung – MBO -)

Gebäudeklasse		2	3	4
Bauteil/Gebäude		Gebäude geringer Höhe ≤ 2 WE		Sonstige Gebäude außer Hochhäuser
Tragende Wände	Dach	0	0	0
	Sonstige	F30-B	F30-B	F90-AB
	Keller	F30-AB	F90-AB	F90-AB
Nichttragende Außenwände		0	0	A oder F30-B
Außenwand-Bekleidungen		B2 <sup>1)</sup>	B2 <sup>1)</sup>	B1
Gebäudeabschlußwände		F90-AB (F90-B)	BW	BW
Decken	Dach	0	0	0
	Sonstige	F30-B	F30-B	F90-AB
	Keller	F30-B	F90-AB	F90-AB

<sup>1)</sup> Wenn geeignete Maßnahmen gegen eine Brandausbreitung auf angrenzende Gebäude getroffen werden

**Tabelle 2** Bauaufsichtliche Brandschutzanforderungen an besondere Bauteile bei den Gebäudeklassen 2-4 (gemäß Musterbauordnung – MBO -)

Gebäudeklasse		2	3	4
Bauteil/Gebäude		Gebäude geringer Höhe ≤ 2 WE		Sonstige Gebäude außer Hochhäuser
Gebäudetrennwände – 40 m Gebäudeabschnitte		F90-B	BW	BW
Wohnungstrennwände	Dach	F30-B	F30-B <sup>1)</sup>	F30-B
	Sonstige	F30-B	F30-B <sup>1)</sup>	F90-AB
Treppenraum	Dach	0	0	0
	Decke	0	F30-B	F90-AB
	Wände	0	F90-AB	Bauart BW
	Bekleidung	0	A	A
Tragende Teile der Treppe		0	A oder F30-B	F90-AB
Allgemein zugängliche Flure als Rettungswege	Wände	-	F30-B	F30-AB
	Bekleidung	0	0	A
Offene Gänge vor Außenwänden	Wände, Decken	F30-B	F30-B	F90-AB
	Bekleidung	0	0	A

<sup>1)</sup> Trennwände bis zur Rohdecke oder unter die Dachhaut führen

Im Allgemeinen wird die bauaufsichtliche Benennung feuerhemmend mit der Kurzbezeichnung „F30-B“ und feuerbeständig mit „F90-AB“ nach entsprechender Feuerwiderstandsdauer nach DIN 4102-2 übersetzt. Bei der Kurzbezeichnung „F90-AB“ wird eine Bauweise verlangt, bei der die wesentliche Teile (tragende Bauteile) aus nicht-brennbaren Baustoffen bestehen und die feuerhemmend bzw. feuerbeständig sind. In besonderen Fällen werden nicht-brennbare Baustoffe im Sinne von DIN 4102-1 gefordert, so ist dies mit „A“ gekennzeichnet. Die Abkürzung „BW“ steht stellvertretend für die Anforderung an Brandwände nach DIN 4102-3.

Die Anforderungen aus der MBO wurden auf der Basis von üblichen Wohn- und Bürogebäuden entwickelt. Abweichungen sind nur auf dem Wege der Ausnahme oder Befreiung möglich. In §51 der MBO werden deshalb auf die besonderen Anforderungen für bauliche Anlagen beson-

derer Art oder Nutzung hingewiesen, für die Sonderrichtlinien und -verordnungen geschaffen wurden (z. B. Verkaufsstättenverordnung, Versammlungsstättenverordnung, Industriebaurichtlinie).

Im Entwurf einer neuen Musterbauordnung (Stand Ende 2002) wird die bauaufsichtliche Bezeichnung hochfeuerhemmend „F60“ und für Bauteile mit für den Brandschutz wesentlichen Bauteilen aus nichtbrennbaren Baustoffen eine weitere Kategorie eingeführt [SYN99].

Die brandschutztechnischen Anforderungen an die Feuerwiderstandsdauer der Bauteile beziehen sich auf eine Brandbeanspruchung entsprechend der Einheitstemperaturzeitkurve. Diese dient als harmonisierte Grundlage für die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen. Eine Möglichkeit zur risikoorientierten Betrachtung und Beurteilung der Brandgefährdung ist in den deutschen Normen zur Zeit nicht gegeben. In der neuen MBO werden die Gebäudeklassen anders definiert [SYN99]:

- Gebäudeklasse 1: freistehende Gebäude geringer Höhe mit nicht mehr als zwei Nutzungseinheiten von insgesamt nicht mehr als 400 m<sup>2</sup>
- Gebäudeklasse 2: Gebäude geringer Höhe mit nicht mehr als zwei Nutzungseinheiten von insgesamt nicht mehr als 400 m<sup>2</sup>
- Gebäudeklasse 3: sonstige Gebäude geringer Höhe
- Gebäudeklasse 4: Gebäude mittlerer Höhe mit einer Höhe bis zu 13 m und Nutzungseinheiten mit jeweils nicht mehr als 400 m<sup>2</sup> in einem Geschoss
- Gebäudeklasse 5: sonstige Gebäude

Für die Gebäudeklasse 4 wird für Wände, Stützen und Decken (außer Keller) die Feuerwiderstandsklasse hochfeuerhemmend verlangt (F60).

## **2.2 Bauaufsichtliche Anforderungen im Ausland**

### **2.2.1 Allgemeines**

In vielen Ländern der Welt wird die Einheitstemperaturzeitkurve als Grundlage für die brandschutztechnische Bemessung verwendet. Der Grund dafür liegt in der Einheitlichkeit und Vergleichbarkeit der Ergebnisse, da bis vor einigen Jahren Brandsimulationen wegen des hohen Rechenaufwandes nicht üblich waren. Inzwischen wurde eine Vielzahl von Modellen zur Berechnung der Temperaturen im Brandfall sowohl im Raum als auch in der Konstruktion entwickelt. Zusätzlich sind Daten vorhanden, die den Einfluss von Brandschutzmaßnahmen wie z. B. Sprinklerung und RWA beschreiben. Weiterhin ist der Trend zu beobachten, dass der Brandschutz in einem Gebäude als Ganzes betrachtet und die Interaktion der Maßnahmen berücksich-

sichtigt wird. Der Nachweis erfolgt damit über die Einhaltung bestimmter Schutzziele, wie z. B. zulässige optische Dichte in Rettungswegen oder kritische Bauteiltemperaturen.

In diesem Kapitel wird ein Überblick über die nationalen Normen einiger Länder gegeben, die eine brandschutztechnische Bemessung von Gebäuden auf der Grundlage realistischer Brand-szenarien zulassen.

## 2.2.2 Internationale Normen und Verordnungen

### 2.2.2.1 Schweiz

Die SIA-Dokumentation 81 stellt eine Methode für die quantitative Beurteilung des Brandrisikos und der Brandsicherheit in einem Gebäude zur Verfügung [SIA84]. Damit können die wesentlichen Gefahrenfaktoren den Maßnahmen zur Abdeckung der Gefährdung gegenübergestellt werden. Der Nachweis erfolgt derart, dass das vorhandene Brandrisiko ein akzeptiertes Brandrisiko nicht übersteigt.

$$\gamma_{\text{Fire}} = R_{\text{accepted}} / R_{\text{calculated}} \geq 1$$

Das Brandrisiko  $R_{\text{calculated}}$  ergibt sich aus dem Produkt der Brandgefährdung  $B$  und der Eintretenswahrscheinlichkeit eines Brandes  $A$ . Die Brandgefährdung wiederum ergibt sich aus folgender Formel:

$$B = \frac{P}{N * S * F}$$

mit     $P$ :    Potentielle Gefahr  
          $N$ :    Normalmaßnahmen  
          $S$ :    Sondermaßnahmen  
          $F$ :    bauliche Schutzmaßnahmen

Die potentielle Gefahr  $P$  ermittelt sich aus Faktoren, für die mobile und immobile Brandbelastung, die Brennbarkeit, Rauchbildung, Korrosionsgefahr, die Geschosslage und Großflächigkeit des Gebäudes. In den Normalmaßnahmen werden die Löschmöglichkeiten seitens der Nutzer erfasst. In den Sondermaßnahmen werden zusätzliche Maßnahmen zur Brandmeldung und Brandlöschung (z. B. Sprinkler, RWA) bewertet. Unter bauliche Maßnahmen fallen die Feuerwiderstandsdauern der Konstruktion sowie die Brandabschnittsgröße. Die Eintretenswahrscheinlichkeit  $A$  ist abhängig von der Nutzung des Gebäudes. Die Ermittlung des akzeptierten Brandrisikos ist abhängig von der Personengefährdung und der Lage des Brandabschnitts im Gebäude. Für alle Faktoren werden Tabellen bereitgestellt.

Durch dieses Verfahren können geringere Feuerwiderstandsdauern der Konstruktion durch Maßnahmen zur Gefahrenabwehr ausgeglichen werden.

#### 2.2.2.2 Empfehlungen des CIB

Im Report des CIB W14 Workshop "Structural Fire Safety" [CIB86] wird ein Konzept zur wahrscheinlichkeitsbasierten Bemessungsmethode für den baulichen Brandschutz vorgestellt. Die zufällige Natur von Bränden und die Unsicherheiten in den Modellen soll durch Wahrscheinlichkeitsberechnungen erfasst werden. Es wird ein Ansatz dargestellt, wie die Wahrscheinlichkeit des Versagens von Tragwerken ermittelt werden kann, indem die Grenzzustandsgleichung  $Z=R-S$  gelöst wird. Dabei können R und S die mechanischen Eigenschaften, die Temperatur oder auch Zeit sein. In der Gleichung ist ein Wert für die akzeptierte Versagenswahrscheinlichkeit enthalten. Neben den wahrscheinlichkeitstheoretischen Ansätzen werden die Modelle zur Ermittlung der Temperaturzeitkurve und der Temperatur im Bauteil vorgestellt. Daraus ergeben sich im Wesentlichen zwei Bemessungsmethoden. Die erste basiert auf dem realen Brand und den daraus resultierenden Temperaturen im Bauteil bzw. Tragwerk. Die zweite Methode basiert ebenfalls auf dem realen Brand, wobei die Auswirkungen auf das Bauteil über eine äquivalente Branddauer ausgedrückt werden, die wieder auf die Einheitstemperaturzeitkurve zurückführt. Der Bericht stellt im Wesentlichen diese beiden Ansätze vor, wobei kein Anwendungspapier zur Verfügung gestellt wird. Der Bericht empfiehlt, für die praktische Bemessung Teilsicherheitsbeiwerte einzuführen.

1994 führte CIB W14 zwei Untergruppen ein, um zum einen die Beurteilung des Brandschutzes von Gebäuden und zum anderen die Validierung von Brandmodellen zu untersuchen. Damit sollen Grundlagen zur Erstellung von Normen bereitgestellt werden [MEA96].

#### 2.2.2.3 Schweden

In Schweden wurde bereits vor ca. 30 Jahren eine Brandschutznorm zur Verfügung gestellt, in der die tatsächliche Belastung in einem Brand der kritischen Belastung gegenübergestellt wird [PET76]. Die tatsächliche Belastung ergibt sich aus der Brandlast und einem Öffnungsfaktor, die in eine äquivalente Brandlast und einen äquivalenten Öffnungsfaktor umgerechnet wird. Zusammen mit der resultierenden Emission kann die Stahltemperatur in Abhängigkeit der Bekleidung aus Tabellen abgelesen werden. Aus der Temperatur wird mit Hilfe einer Formel die kritische Last berechnet.

In den 90er Jahren wurde die Vorschrift dahingehend geändert, dass brandschutztechnische Bemessungskriterien aufgestellt wurden, die eine Beurteilung der verschiedenen physikalischen Faktoren, die eine Evakuierung beeinflussen, ermöglichen. Für den Nachweis können verschie-

dene Szenarien mit Hilfe von empirischen Gleichungen oder Brandmodellen abgeschätzt werden.

#### 2.2.2.4 Europäische Normung

Die DIN V ENV 1991-2-2 [EC1-2-2] führt unter Besonderheiten dieser Vornorm (22) auf: "Die funktionellen Anforderungen und die Anforderungsniveaus werden in der Regel durch die nationalen Behörden festgelegt - meistens als die Feuerwiderstandsfähigkeit bei Normbrand." [EC1-2-2]. [EC1-2-2] stellt jedoch auch andere nominelle und parametrische Temperaturzeitverläufe zur Verfügung. Brandeinwirkungen dürfen nun auch rechnerisch mit einer temperaturabhängigen Grenzzustandsgleichung untersucht werden. Auf der Grundlage der Gastemperatur kann die Temperatur im Bauteil über den Nettowärmestrom ermittelt werden. Situationen nach Abkühlen des Tragwerks brauchen nicht berücksichtigt zu werden. Im Anhang E wird auf die äquivalente Brandbeanspruchungszeit verwiesen, die aus dem DIN 18230- Verfahren abgeleitet ist. Die DIN V ENV 1993-1-2 [EC3-1-2] stellt die Grundlagen für die mechanische Tragwerksuntersuchung zur Verfügung. Bei Stahlbauteilen beschränkt sich diese Untersuchung auf die Tragfähigkeit.

In einem Vorschlag zur Überarbeitung der Europäischen Normen [KRU98] wird verstärkt auf die Möglichkeit der Bemessung unter Naturbrandbedingungen eingegangen.

#### 2.2.2.5 Großbritannien

Die Norm ist in zwei Teile unterteilt [BSI97]. Part 1 beinhaltet die Bemessungsverfahren und Part 2 die Erläuterungen zu den Formeln aus den Bemessungsverfahren. In dem Bemessungsverfahren werden die Brandschutzanforderungen im Zusammenhang gesehen, so dass Maßnahmen ersetzbar sind, wenn die Gleichheit nachgewiesen werden kann.

Der Bemessungsprozess wird in drei Schritte unterteilt. Der erste Schritt ist das Qualitative Design Review (QDR), der zweite ist die Quantified Analysis und der dritte der Nachweis.

Bei der qualitativen Aufarbeitung werden vor allem die Randbedingungen ermittelt und ein mögliches Brandschutzkonzept entwickelt. Bei der Quantifizierung der vorher zusammengestellten Punkte werden Berechnungen vorgeschlagen über:

- Brandentstehung und -entwicklung
- Ausbreitung von Rauch und giftigen Gasen
- Feuerüberschlag zu anderen Brandabschnitten
- Branderkennung und -alarmierung



- Eingreifen der Feuerwehr
- Evakuierung

Im dritten Schritt erfolgt der Nachweis entweder vergleichend, deterministisch oder probabilistisch.

#### 2.2.2.6 International Organization of Standardization (ISO)

1990 wurde von der International Organization of Standardization (ISO) der Bedarf an einer internationalen Basis für die Bewertung und Standardisierung der Brandschutzbemessung erkannt. Es wurden folgende Punkte als wichtige Komponenten herausgearbeitet:

- Definition der Schutzziele und Festlegung von angemessenen Akzeptanzkriterien
- Angabe von Bemessungsparametern, verbunden mit einer Betrachtung des architektonischen Entwurfs und möglicher Alternativen des Brandschutzkonzeptes
- Charakterisierung des Gebäudes und der Benutzer
- Durchführen einer Brandfallanalyse, verbunden mit einer Identifikation von potentiellen Brandszenarien und ihrer möglichen Konsequenzen
- Durchführung einer Quantifizierung
- Gegenüberstellung der Ergebnisse der Analyse und der Brandschutzkriterien
- Adäquate Präsentation und Dokumentation der Analyse und Bemessung

Bild 1 zeigt die Analyseprozedur.

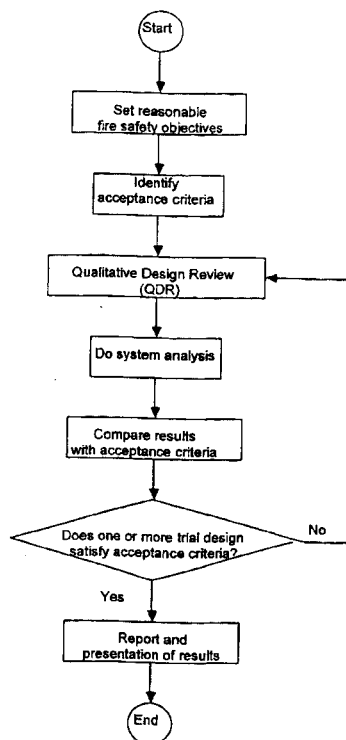


Bild 1 Analyseprozedur für ISO-Entwurf zur Brandschutzbemessung

#### 2.2.2.7 USA

Da die USA keine landesweite Bauvorschrift haben, wurde ein Dachverband gegründet (International Code Council ICC), der eine einheitliche leistungsbasierende Norm entwickeln soll.

Die bisherigen Bauvorschriften der einzelnen Staaten erlauben die Nutzung von äquivalenten Branddauern, die i. d. R. durch die Baubehörde genehmigt werden müssen.

Eine andere Organisation, die in der Normung involviert ist, ist die National Fire Protection Association (NFPA). Sie steuert eine zweigleisige Norm an, die einen vorschriftenbasierten und einen leistungsbasierten Nachweis zulässt.

#### 2.2.2.8 Neuseeland

In Neuseeland wurde 1992 eine Norm herausgegeben, in der Bemessungskriterien für den Brandschutz festgelegt wurden. Eine zusätzliche Richtlinie zur Brandschutzbemessung wurde erstellt [BUC01]. Bild 2 zeigt die Vorgehensweise für den Nachweis.

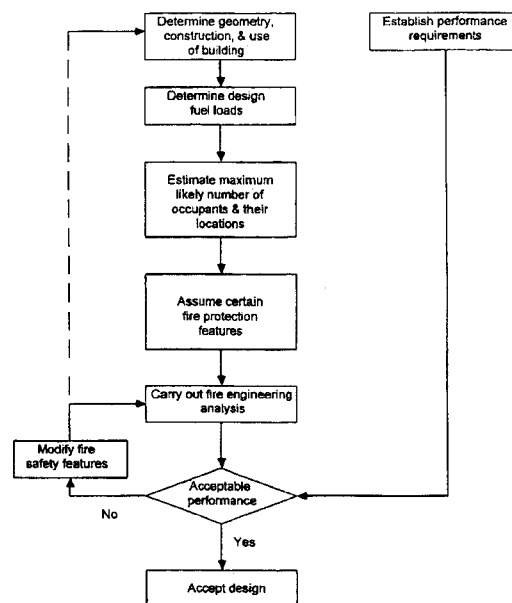


Bild 2 Flussdiagramm der brandschutztechnischen Bemessung in Neuseeland

Hier werden zunächst die tatsächlichen Randbedingungen des Gebäudes erfasst und ein realistisches Brandszenarium ermittelt.

#### 2.2.2.9 Nordische Länder

Dänemark, Finnland, Island, Norwegen und Schweden bildeten ein gemeinsames Komitee (NKB), um eine Kooperation auf der Ebene der Bauvorschriften zu errichten. Seit 1994 befasst sich das Brandschutzkomitee u. a. mit zwei Themen:

- Festlegung von Sicherheitsniveaus
- Bemessungsrichtlinien zur Einhaltung der geforderten Sicherheitsniveaus

Die Sicherheitsniveaus werden für die Tragkonstruktion, die Entstehung und Ausbreitung von Feuer und Rauch, den Feuerübersprung auf andere Gebäude, die Personenrettung und die Sicherheit des Rettungspersonals festgelegt. Dabei werden keine quantifizierten Anforderungen gestellt, sondern allgemeine Sicherheitsziele. Für die Bemessungsrichtlinien fehlen laut NKB zur Zeit die erforderlichen Hilfsmittel.

### 2.2.3 Zusammenfassung

Die Übersicht über die bauaufsichtlichen Anforderungen und Normen im internationalen Bereich zeigt, dass in vielen Ländern ein Umdenken stattfindet. Die Veränderungen betreffen nicht allein die Berücksichtigung der tatsächlichen Randbedingungen und damit die Bemessung unter Naturbrandbedingungen, sondern auch die Tendenz zu zielorientierten Normen. Darin wird die eigentliche Intention des Brandschutzes formuliert. Der Nachweis erfolgt über die Einhaltung von Sicherheitskriterien.

## 3 BEMESSUNGSGRUNDLAGEN

### 3.1 Allgemeines

In diesem Abschnitt wird ein Überblick über den zeitlichen Verlauf eines Brandes und die Grundlagen für die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen gegeben. Die Bemessungsgrundlagen sollen mehr oder weniger vereinfacht die Wirkung eines Brandes (auf die Bauteile) wiedergeben.

Zur Beschreibung eines Brandes wird häufig der Temperaturzeitverlauf vorgegeben. Neben der oft verwendeten ETK gibt es eine Reihe von Verfahren, die für natürliche Brände in Wohn- und Bürogebäuden Temperaturzeitkurven liefern.

Abweichend von den bisher verwendeten Bemessungsgrundlagen wurde in diesem Forschungsvorhaben unter Einbeziehung internationaler Erfahrungen und der am iBMB vorliegenden Erkenntnisse ein Ansatz für ein „Bemessungsfeuer“ als Bemessungsgrundlage entwickelt. Mit Hilfe des Bemessungsfeuers lassen sich die Brandwirkungen (z. B. Temperatur und Rauchgasströme) berechnen. Unter Variation der Randbedingungen sind auf der Grundlage des Bemessungsfeuers mögliche Brandverläufe in Wohn- und Bürogebäuden simuliert worden. Die Brandverläufe sind für die brandschutztechnische Auslegung der Bauteile in Form von sogenannten Realbrandkurven mathematisch formuliert worden.

### 3.2 Zeitlicher Verlauf von Bränden

Man kann den Ablauf eines Brandes allgemein in Abhängigkeit von der Temperatur und der Dauer in mehrere Phasen unterteilen [KOR81]. Ein Brand beginnt mit der Zündphase. Die Zündung eines brennbaren Stoffes kann durch eine Zündquelle erfolgen, es kann aber auch zur Selbstzündung kommen. Die Zündung erfolgt in der Regel an einer räumlich begrenzten Stelle, von der sich der Brand ausbreitet. Für die Entstehung eines Brandes müssen im Allgemeinen vier Voraussetzungen erfüllt sein.

- Vorhandensein eines brennbaren Stoffs
- Vorhandensein von Sauerstoff
- Ausreichende Zündtemperatur
- Richtiges Mischungsverhältnis

Bei der Zündung wird der physikalisch-chemische Prozess der Verbrennung in Gang gesetzt, der brennbare Stoff oxydiert, d. h. er reagiert mit Sauerstoff unter Freisetzung von Energie. Neben einer ausreichenden Zündtemperatur muss auch ein richtiges Mischungs- oder Mengenverhältnis brennbarer Stoff / Sauerstoff vorliegen, welches bei festen brennbaren Stoffen z. B. durch die Stapeldichte, bei gasförmigen brennbaren Stoffen z. B. durch die Konzentration des Gases (fettes Gemisch) beeinflusst wird.

Auf die Zündphase folgt anschließend die Schwelbrandphase, bei der sich die Flammen in Abhängigkeit der räumlichen Gegebenheiten so ausbreiten, dass der Brandraum infolge der freiwerdenden Wärme allmählich aufgeheizt wird. Sowohl die Aufheizgeschwindigkeit, welche anhand der Steigung der Brandraumtemperaturzeitkurve abgelesen werden kann, als auch die Brandausbreitung ist dabei noch relativ gering. Zünd- und Schwelbrandphase bilden zusammen den Entstehungsbrand.

Der Entstehungsbrand wird vom vollentwickelten Brand oder Vollbrand durch den sogenannten „flash over“ oder Feuerübersprung abgegrenzt, bei dem alle im Brandraum sich befindenden brennbaren Stoffe plötzlich entzündet werden, die Brandraumtemperatur und die Aufheizgeschwindigkeit schlagartig ansteigen. Der vollentwickelte Brand kann in eine Erwärmungs- und eine Abkühlphase unterteilt werden. In der Erwärmungsphase können in Abhängigkeit von Brandlast und Ventilation Temperaturen von weit über 1000°C entstehen.

Nach Erreichen der Maximaltemperatur im Brandraum setzt die Abkühlphase ein. Die Abkühlung kann dadurch verursacht werden, dass der größte Teil der brennbaren Stoffe bereits verbrannt ist, dem Feuer nicht mehr ausreichend „Nahrung“ zugefügt wird, so dass Ausbreitung und Energiefreisetzung sinken. Die Abkühlungsphase kann auch durch äußere Eingriffe in den Verbrennungsprozess durch Löschvorgänge eingeleitet werden.

Die Dauer der einzelnen Phasen ist von einer Reihe von Faktoren und Randbedingungen abhängig. Die Geometrie des Brandraums, Ventilationsverhältnisse und Menge der brennbaren Stoffe beeinflussen die Phasenlänge und die dabei entstehenden Temperaturen. In [KOR81] wird ein idealisierter Verlauf einer Brandraumtemperaturzeitkurve dargestellt, in dem das Prinzip und die Brandphasen deutlich werden (Bild 3). Nach Erreichen der Maximaltemperatur ist eine schnelle Abkühlung möglich. Bei ungenügenden Ventilationsverhältnissen kann beispielsweise die Schwelbrandphase sehr lange ausfallen und der flash over stark verzögert werden oder überhaupt nicht eintreten.

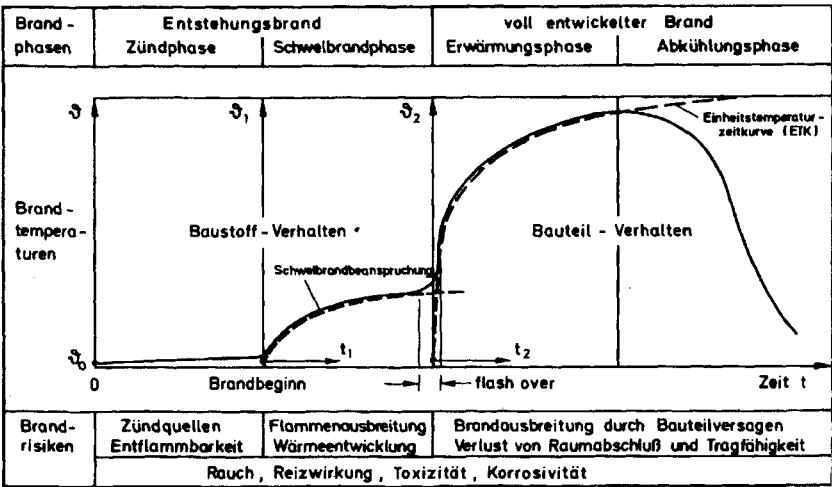


Bild 3      Zeitlicher Verlauf eines Brandes mit Brandphasen [KOR81]

Während der Entstehungsbrand nach der Zündung vordergründig durch das Baustoffverhalten beeinflusst wird, spielt beim vollentwickelten Brand auch das sogenannte Bauteilverhalten eine große Rolle. Der Raumabschluss und die Tragfähigkeit der Konstruktion werden durch die Bauteile sichergestellt, durch ihre Integrität wird die Brandausbreitung bestimmt.

3.3    Temperaturzeitkurven

3.3.1    Einheitstemperaturzeitkurve

Traditionell wird in Deutschland im baulichen Brandschutz das Trag- und Verformungsverhalten von Bauteilen im Brand durch Normbrandversuche nach DIN 4102 beurteilt. Mit der dort angegebenen Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) wird der Temperatur-Zeitverlauf im Brandraum unabhängig von Größe, Geometrie und Brandlasten vorgegeben.

Die ETK entspricht der Standardkurve in ISO 834, die in vielen Ländern der Welt zur Beurteilung des Brandverhaltens von Bauteilen verwendet wird. Die ETK wurde aus Erfahrungen bei Bränden in Wohn-, Büro- und Geschäftshäusern sowie bei Brandversuchen schon in den dreißiger Jahren entwickelt. Sie ist als Umhüllende zu verstehen und soll denkbare Brandverläufe in üblichen Gebäuden auf der sicheren Seite liegend abdecken. Versuche haben jedoch gezeigt, dass die Temperaturen bei natürlichen Bränden die ETK zum Teil weit übersteigen können, jedoch nach Erreichen des Temperaturmaximums schnell wieder abklingen, wohingegen die ETK stetig ansteigt (Bild 4).

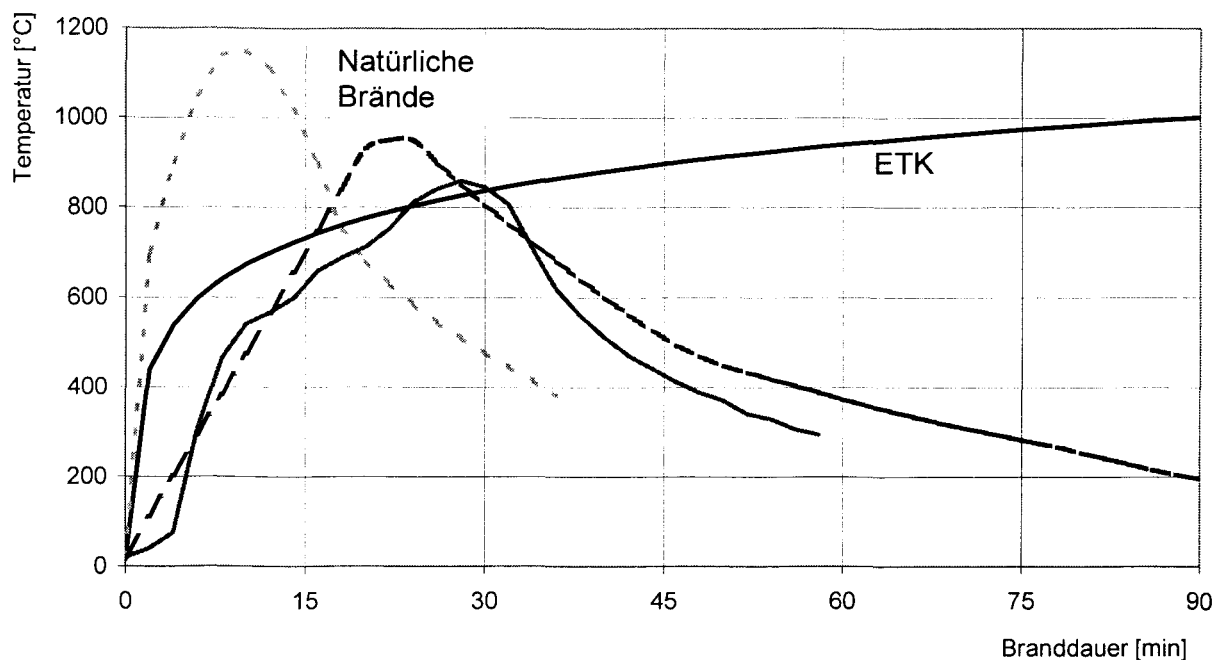


Bild 4 Vergleich des Temperaturzeitverlaufs natürlicher Brände mit der ETK

### 3.3.2 Temperaturzeitkurven für natürliche Brände

#### 3.3.2.1 Überblick existierender Verfahren

In der Literatur existieren eine Reihe von Ansätzen zur Beschreibung des Temperaturzeitverlaufs eines natürlichen Brandes in einem Brandraum unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Randbedingungen [SFP90]. In den siebziger Jahren veröffentlichten Magnusson und Thelandersson auf vereinfachten Masse- und Energiebilanzen basierende Kurven [MAG70], mit denen man in Abhängigkeit von der Brandlastdichte und dem Öffnungsfaktor den Temperaturzeitverlauf im Brandraum aus Tabellen bzw. Diagrammen ablesen kann. Die Kurven sind in Schweden in die Normung eingeflossen und bildeten auch die Grundlage für die parametrischen Temperaturzeitkurven im Eurocode [prEC1-1-2]. Letztere sind für die brandschutztechnische Bemessung von kleinen und mittleren Räumen, in denen ein Vollbrand unterstellt wird, anwendbar. Neben der Brandlastdichte und dem Öffnungsfaktor gehen die Eigenschaften der Umfassungsbauteile ein. Für brandlastgesteuerte Brände (bei ausreichender Sauerstoffversorgung) mit einer mittleren Brandausbreitungsgeschwindigkeit, wie in Wohn- und Bürogebäuden zu erwarten, wird die Maximaltemperatur einheitlich nach 30 Minuten angenommen. Bei Brandräumen mit großen Öffnungen und Umfassungsbauteilen mit geringer Temperaturleitfähigkeit liefert der Eurocode einen extrem schnellen Temperaturabfall, bei Brandräumen mit kleinen Öffnungen und Umfassungsbauteilen mit hoher Temperaturleitfähigkeit hingegen einen extrem langsamen Temperaturabfall. Die Maximaltemperaturen sind in einigen Fällen zu niedrig.

In den letzten Jahren wurden eine Reihe weiterer Verfahren entwickelt, die teilweise auf obige Ansätze aufbauen. Feasey und Buchanan haben in [FEA02] eine modifizierte Version der Eurocode-Kurven vorgestellt, die sie anhand umfangreicher Vergleichsrechnungen von Brandversuchen mit einem Vollbrandmodell abgeleitet haben, wobei Art, Lage und Oberfläche der Brandlast berücksichtigt worden sind. Babrauskas hat in [BAB81] ein Verfahren vorgeschlagen, bei dem auf Grundlage der Wärmebilanz für die Heißgasschicht und unter Berücksichtigung des Massenstroms aus dem Brandraum, der Temperaturanstieg bis zur Maximaltemperatur berechnet werden kann. Bei den Verfahren [BAR02] und [ZHO00] wird sowohl der Temperaturanstieg als auch –abfall durch eine Exponentialfunktion beschrieben. Beide Verfahren berücksichtigen die thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile stark vereinfacht. Sie sind für Brandräume mit größerer Grundfläche ( $> 150 \text{ m}^2$ ) und hohen Brandlasten, bei denen Temperaturen von über  $1200 \text{ °C}$  entstehen können, nicht abgesichert. Law hat in [LAW83] nach Auswertung umfangreicher Versuchsergebnisse festgestellt, dass das Temperaturmaximum eines Brandes in Abhängigkeit des Quotienten aus Umfassungsfläche abzüglich der Öffnungen und Ventilationsfaktor angegeben werden kann.

Der von McCaffrey, Quintierre und Harkleroad in [MCC81] vorgestellte Ansatz liefert Näherungswerte für die Bestimmung von Heißgastemperaturen bei Entstehungsbränden:

$$(1) \quad T_g - T_\infty = 6,85 \cdot \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_w \sqrt{h_w} \cdot h_k \cdot A_T} \right)^{1/3}$$

mit

$T_g$  Heißgastemperatur [K]

$T_\infty$  Umgebungstemperatur [K]

$\dot{Q}$  Energiefreisetzungsrate [kW]

$A_w$  Öffnungsfläche

$h_w$  Höhe der Öffnungsfläche

$h_k$  effektiver Wärmetransportkoeffizient [kW/(mK)]

$A_T$  Gesamtfläche der umfassenden Bauteile ohne Öffnungsflächen [ $\text{m}^2$ ]

Dieser Ansatz gilt aufgrund seiner experimentellen Grundlage nur für brandlastgesteuerte Brände in kleinen Räumen, bei denen  $(T_g - T_\infty) = \Delta T = 600 \text{ °C}$  nicht überschritten wird.



### 3.3.2.2 Bewertung der vorgestellten Verfahren

Der Großteil der in Abschnitt 3.3.2.1 vorgestellten Verfahren sind auf der Grundlage von experimentellen Ergebnissen abgeleitet worden, die teilweise aus der Literatur stammen. Allein aus dieser Tatsache ergibt sich eine Anwendungsbeschränkung für diese Verfahren. Brandversuche können nur in Brandräumen mit begrenzter Größe und Brandlast durchgeführt werden. Bei den wenigsten Versuchen ist eine Brandausbreitung in benachbarte Räume untersucht worden. Bei einigen Versuchen ist nicht klar, ob gemittelte oder maximale Temperaturen aufgezeichnet wurden. Abbrandraten und Energiefreisetzungsraten sind in vielen Fällen nicht gemessen worden. Ein natürlicher Brand breitet sich von einer Zündquelle ausgehend aus, sofern keine Brandstiftung vorliegt. Bei Brandversuchen wird die Brandlast häufig an mehreren Stellen gleichzeitig entzündet, um einen langsam schwelenden Brand zu beschleunigen, damit sich dieser schneller zum Vollbrand ausbreitet. Der Nullpunkt der Temperaturaufzeichnung ist teilweise nicht mit dem Zündzeitpunkt identisch. Einige Verfahren geben nur den Temperaturzeitverlauf eines Vollbrandes wieder, die Brandentstehungsphase wird außer Acht gelassen oder durch eine Verzögerung („time-shift“) berücksichtigt [BAR02].

Für eine systematische Vorgehensweise muss ein realistisches Brandszenario festgelegt und ein daraus resultierendes Bemessungsfeuer entwickelt werden.

Auf Grundlage des Bemessungsfeuers lassen sich mit erprobten und validierten Brandsimulationsmodellen Temperaturzeitverläufe unter variierten Randbedingungen berechnen. Dabei kann ein viel größeres Parameterfeld als durch Brandversuche abgedeckt werden, dennoch müssen die berechneten Temperaturzeitkurven anhand von Brandversuchen validiert werden.

## 3.4 Verfahren mit äquivalenter Branddauer

Beim Verfahren mit äquivalenter Branddauer wird die Brandbeanspruchung eines Bauteils bei einer beliebigen Temperaturbeanspruchung auf diejenige bei einem Normbrand zurückgeführt. In zahlreichen Brandversuchen wurde festgestellt, dass zwischen Brandlast und äquivalenter Branddauer näherungsweise eine lineare Abhängigkeit besteht. Auf diesem Grundsatz basiert z. B. das Nachweisverfahren der DIN 18230-1 und der von ihr abgeleiteten DAST-Richtlinie [DAS01]. Bei diesen Verfahren wird die äquivalente Branddauer aus dem Produkt von rechnerischer Brandbelastung, Wärmeabzugsfaktor und einem Umrechnungsfaktor in einer einfachen Handrechnung ermittelt. Im Gegensatz zu dem im Rahmen dieses Forschungsvorhabens entwickelten Verfahrens (Abschnitt 4), bei dem die Brandbeanspruchung der Bauteile realitätsnah beschrieben wird, werden bei den Verfahren mit äquivalenter Branddauer z. T. grobe Vereinfachungen getroffen, die zu Fehleinschätzungen führen können.

Die „Klasseneinteilung“ der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer kann zu Überbemessungen führen. Für eine nach DIN 18230-1 rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer von 31 Minuten muss eine F 60 – Konstruktion gewählt werden. Im Brandversuch nach DIN 4102-2 hat diese Konstruktion u. U. nach 75 Minuten versagt, so dass in diesem Fall eine „Überbemessung“ von 44 Minuten vorliegen würde. Nach DIN 4102-2 geprüften Stahlkonstruktionen liegt in der Regel eine kritische Temperatur von 500°C zu Grunde. Die kritische Temperatur ist jedoch abhängig von der Lastausnutzung. Das Verfahren der äquivalenten Branddauer in [DAS01] ist im Wesentlichen aus DIN 18230 übernommen worden, lediglich die Sicherheitsbeiwerte und Zusatzbeiwerte sind modifiziert worden. Das Verfahren in DIN 18230-1 basiert auf Brandsimulationsrechnungen für sich in einem großen Raum ausbreitende Brände, die in der Regel brandlastgesteuert verlaufen. Dementsprechend bedeutet eine größere Ventilation, die über den so genannten w-Faktor berücksichtigt wird, eine geringere thermische Beanspruchung der Bauteile und somit eine niedrigere äquivalente Branddauer. In kleineren und mittelgroßen Räumen wie sie in Wohn- und Bürogebäuden vorkommen, sind jedoch durchaus ventilationsgesteuerte Brände vorstellbar, deren thermische Einwirkungen auf die Bauteile bei Berechnungen nach [DAS01] unterschätzt werden können. Ungeschützte Stahlbauteile haben bei gleicher Brandbeanspruchung eine andere äquivalente Branddauer als geschützte Profile. Dieser Sachverhalt wird in DIN 18230 und [DAS01] nicht erfasst und kann für Bauteile mit geringer Feuerwiderstandsdauer zu Bemessungen auf der unsicheren Seite führen. Häufig sind Bürogebäude innerhalb ihrer Brandabschnitte durch leichte Trennwände (z. B. in Trockenbauweise) in „Raumzellen“ unterteilt, wobei die leichten Trennwände („Zellenwände“) zwar in keine Feuerwiderstandsklasse eingeordnet werden können, jedoch die ungehinderte Brandausbreitung verzögern. Dieser Tatsache wird in [DAS01] keine Rechnung getragen. Die thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile werden nur näherungsweise durch den c-Faktor erfasst.

### **3.5 Bemessungsfeuer**

#### **3.5.1 Allgemeines**

Für die risikogerechte brandschutztechnische Auslegung von Wohn- und Bürogebäuden muss zunächst ein Bemessungsfeuer definiert werden. Grundlage des Bemessungsfeuers ist das Brandszenario, welches eine qualitative Beschreibung eines möglichen Brandes liefert. Für jeden Raum, jede Nutzeinheit und jeden Brandabschnitt sind viele Brandszenarien denkbar, die sich aus einer Reihe von Faktoren wie z. B. Brandursache, Ort der Brandentstehung, besondere Brandgefahren und weitere mögliche brandbeeinflussende Faktoren ergeben [VDS2827]. Aus diesen Brandszenarien ist der für das Erreichen der Schutzziele maßgebliche „worst case“ zu wählen, der den zu erwartenden Brandverlauf mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit qualitativ

beschreibt. Die quantitative Beschreibung erfolgt mit dem Bemessungsfeuer, welches nicht exakt gleich, aber in der Wirkung äquivalent dem Brandszenario sein muss.

Das Bemessungsfeuer (Bemessungsbrand, engl.: design fire) beschreibt die wesentlichen Brandparameter in ihrer zeitlichen Entwicklung und ist Grundlage eines risikogerechten Auslegungsverfahrens. Das Bauwerk ist so auszulegen, dass bei Auftreten des Bemessungsfeuers die entsprechenden Schutzziele, die sich z. B. aus der Bauordnung ableiten lassen, erreicht werden können. Im Allgemeinen wird das Bemessungsfeuer in Form einer vorgegebenen Energiefreisetzungsrates definiert, mit der sich die Brandwirkungen (z. B. Raumtemperaturen und Rauchgasströme) berechnen lassen. Das Bemessungsfeuer lässt sich auf diese Weise physikalisch eindeutiger beschreiben als durch Vorgabe von Temperaturzeitkurven.

### 3.5.2 Energiefreisetzungsrates für mehrgeschossige Wohn- und Bürogebäude

#### 3.5.2.1 Entwicklung eines Ansatzes

Der Verlauf eines Brandes hängt von einer Reihe von Faktoren ab, die das Bemessungsfeuer beeinflussen:

- Brandlast (Art, Menge, Zusammenstellung und geometrische Anordnung)
- Gebäude / Geometrie (Abmessungen, Umfassungsbauteile, Ventilation)
- Zündung (Art, Intensität und Lage der Zündquellen)
- Brandbekämpfung (Feuerwehrangegriff, Anlagentechnischer Brandschutz).

Mit der Energiefreisetzungsrates lässt sich der zeitliche Verlauf der bei einem Brand frei werdenden Energie beschreiben, in deren Kenntnis in Abhängigkeit der Randbedingungen, z. B. Temperaturverteilung und Rauchgasströme berechnet werden können. Die Energiefreisetzungsrates hängt im Wesentlichen von der Brandlast und den Ventilationsverhältnissen ab.

In [TEU00] wurden eine Reihe in der Literatur veröffentlichter Ansätze für den Verlauf der Energiefreisetzungsrates eines natürlichen Brandes in Wohn- und Bürogebäuden untersucht.

Als Ergebnis dieser Untersuchung wurde in Anlehnung an den im Rahmen von [SCL99] veröffentlichten Ansatz ein modifizierter Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrates entwickelt, der das Bemessungsfeuer für Brände in kleinen bis mittelgroßen Räumen ( $< 400 \text{ m}^2$ ) von Wohn- und Bürogebäuden beschreiben soll, bei dem hauptsächlich holz- und papierartige Brandlasten vorhanden sind. Mit dem Bemessungsfeuer soll auch ein sich sukzessive ausbreitender Brand in durch leichte Trennwände unterteilten Brandabschnitten erfasst werden können (Abschnitt 4.6).

In der Brandentstehungsphase lässt sich die Energiefreisetzung durch den sogenannten quadratischen Ansatz ( $t^2$ -Ansatz) beschreiben [SCL99]. Das Maximum der Energiefreisetzungsrates

wird durch die Ventilationsverhältnisse bestimmt. Man unterscheidet ventilations- und brandlast-gesteuerte Brände.

Bei einem ventilationsgesteuerten Brand (Sauerstoffzufuhr begrenzt den Brandverlauf) kann die maximale Energiefreisetzung abgeschätzt werden zu:

$$(2) \quad \dot{Q}_{\max,v} = \dot{m}_L \cdot \frac{h_{eff}}{r} = 1,21 \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w} \text{ [MW]}$$

Dabei wird angenommen, dass die Brandlast vorwiegend aus Holzmöbeln (effektive Verbrennungswärme  $h_{eff} = 12,1 \text{ MJ/kg}$ ; stöchiometrischer Luftbedarf  $r = 5,2$ ) besteht und der Luftmassenstrom in den Brandraum  $\dot{m}_L \approx 0,52 \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w} \text{ [kg/s]}$  beträgt. Hierbei ist  $A_w \text{ [m}^2\text{]}$  die Gesamtfläche der Ventilationsöffnungen und  $h_w \text{ [m]}$  ihre gemittelte Höhe [TEU01].

Liegt ein brandlastgesteuerter Brand vor, kann die maximale Energiefreisetzung bestimmt werden zu:

$$(3) \quad \dot{Q}_{\max,f} = \dot{Q}_{f,A} \cdot A_f = 0,25 \cdot A_f \text{ [MW]}$$

Hier wird als flächenbezogene maximale Energiefreisetzungsrate für Holzmöbelbrandlasten  $\dot{Q}_{f,A} = 250 \text{ kW/m}^2$  angenommen [SCL99]. Die brennende Fläche  $A_f$  wird durch die Fläche des Brandraumes begrenzt.

Der quadratische Anstieg der Energiefreisetzungsrates geht bei Erreichen des Maximums

$$(4) \quad \dot{Q}_{\max} = \text{MIN} \left\{ \dot{Q}_{\max,v} ; \dot{Q}_{\max,f} \right\}$$

in einen konstanten Verlauf über. Sind 70% der gesamten Brandlast verbrannt, fällt die Energiefreisetzungsrates linear ab, bis die Brandlasten vollständig verbrannt sind (Bild 5).

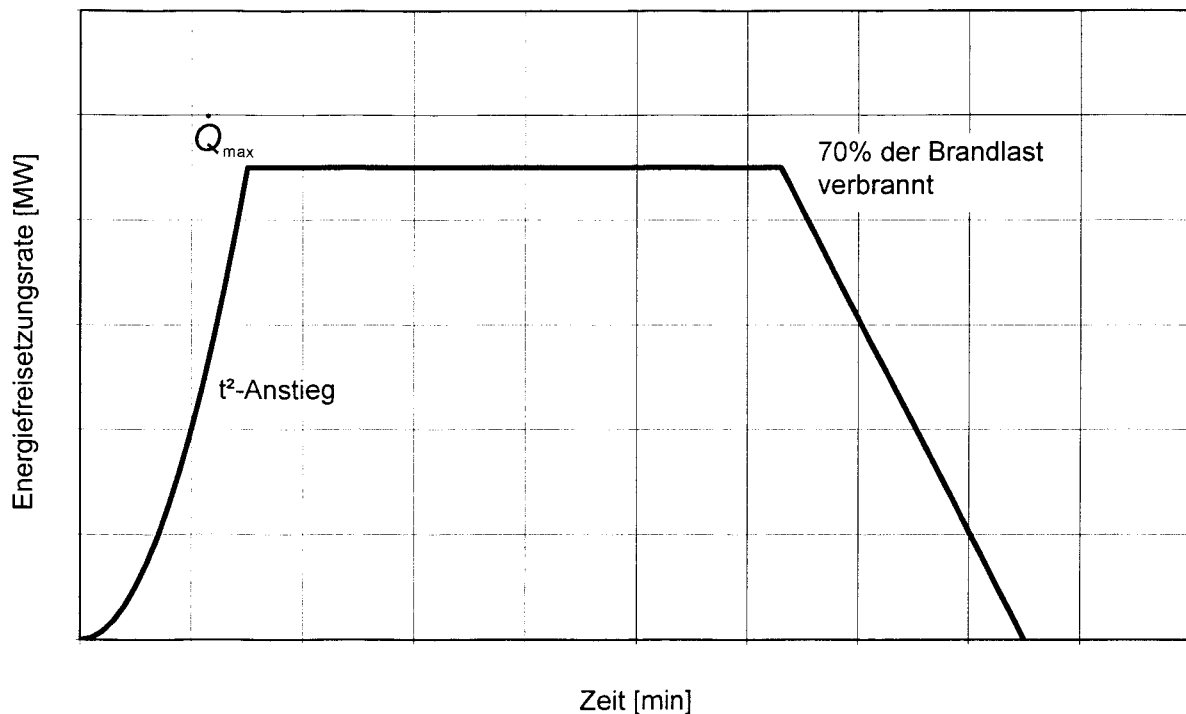


Bild 5 Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrates (Prinzip)

### 3.5.2.2 Flash-over

In der Literatur werden unterschiedliche Merkmale für einen flash-over genannt.

- Heißgastemperatur (350°C-600°C)
- Auftreten von aus der Öffnung züngelnden Flammen
- radiative Wärmestromdichte von 20 kW/m² am Boden

Nach Auswertung zahlreicher Experimente haben Walton und Thomas [WAL95] festgestellt, dass ein flash-over eintritt, wenn eine bestimmte Energiefreisetzung in Abhängigkeit von der Fläche der Umfassungsbauteile und dem Ventilationsfaktor erreicht wird. [SCL99] schlägt vor, dass bei Einsetzen des flash-overs die Energiefreisetzungsrates vertikal bis auf ihr Maximum ansteigt. Als flash-over-Kriterium wird eine Heißgastemperatur von 500°C genannt.

Eine Reihe von Vergleichsrechnungen haben ergeben, dass bei Räumen mit einer Grundfläche von kleiner 25 m² bei einer Temperatur von 300°C in der Heißgasschicht ein senkrechter Anstieg der Energiefreisetzungsrates (RHR) auf das Maximum erfolgt, da man davon ausgehen kann, dass sich bei diesen Temperaturen alle brennbaren Materialien im Raum entzünden [ZEH01.1]. Aufgrund der mit zunehmender Zeit zunehmenden Steigung ( $t^2$ -Anstieg) der Energiefreisetzungsrates wurde bei dem im Rahmen dieses Forschungsvorhabens entwickelten Ansatz

zes kein vertikaler Anstieg berücksichtigt. Die Vergleichsrechnungen anhand zahlreicher Brandversuche zeigen, dass der Brandverlauf hinreichend genau wiedergegeben werden kann.

### 3.5.2.3 Berücksichtigung sukzessiver Brandausbreitung

Auf Grundlage des definierten Bemessungsfeuers lässt sich die sukzessive Brandausbreitung in Brandabschnitten mit so genannter Zellenbauweise erfassen. Auch wenn sie keine brandschutztechnischen Anforderungen erfüllen müssen, weisen die trennenden Bauteile zwischen den Raumzellen eine (geringe) Feuerwiderstandsdauer auf und wirken somit der Brandausbreitung entgegen (Abschnitt 4.6). Über den Verlauf der Energiefreisetzungsrate kann zudem der Eingriff von Löschmaßnahmen auf den Brand (z. B. Feuerwehr oder Sprinkler) berücksichtigt werden. Das hierfür notwendige Sicherheitskonzept, welches auf Grundlage einer Systemanalyse die benötigten statistisch abgesicherten Eingangsdaten liefert, wird in [HOS02.4] vorgestellt.

## 3.6 Simulationsrechnungen

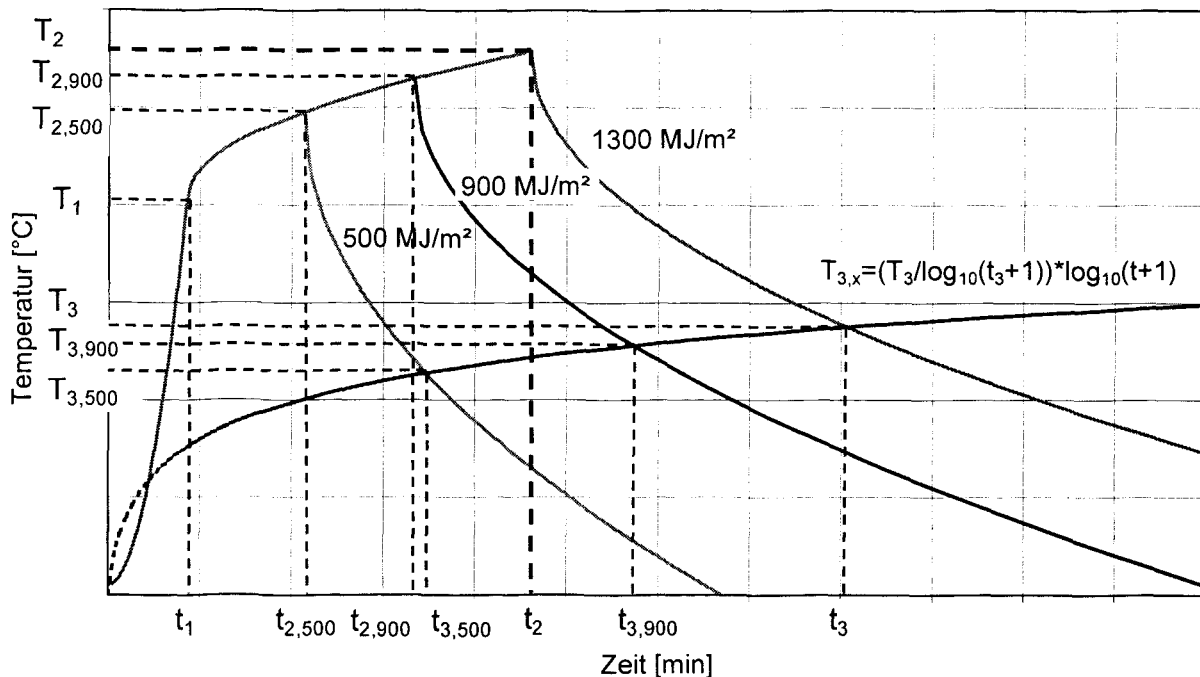
Mit dem Ansatz für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate können die Brandwirkungen (Temperaturzeitkurven) im Rahmen eines Parameterstudiums für den definierten Anwendungsbereich untersucht werden. Als Anwendungsbereich werden mehrgeschossige Wohn- und Bürogebäude bis zur Gebäudeklasse 4 nach [SYN99] abgedeckt ( $FOK \leq 13 \text{ m}$ ;  $A \leq 400 \text{ m}^2$ ). Folgende Einflussgrößen werden variiert:

- Grundfläche:  $A_f = 12,5 \text{ m}^2$  bis  $400 \text{ m}^2$
- Raumhöhe:  $H = 2,50 \text{ m}$  bis  $4,0 \text{ m}$
- Öffnungsfläche:  $A_w = 1/8 A_f$  bis  $1/2 A_f$
- Öffnungshöhe:  $h_w = 0,5 \text{ m}$  bis  $2,3 \text{ m}$
- Brandlastdichte:  $q = 100 \text{ MJ/m}^2$  bis  $1300 \text{ MJ/m}^2$
- Umfassungsbauteile  $b = 500 \text{ J/(m}^2\text{s}^{0,5}\text{K)}$  bis  $2500 \text{ J/(m}^2\text{s}^{0,5}\text{K)}$ .

Die Brüstungshöhe der Öffnungen (Fenster) wird zu  $h_{sill} = 0,8 \text{ m}$  angesetzt. Die Öffnungsfläche wird über den gesamten Brandverlauf vollständig geöffnet angenommen. Aus Brandversuchen ist bekannt, dass Fensterglas bei einer Temperatur von etwa  $300 \text{ }^\circ\text{C}$  nach ca. 5 bis 20 Minuten versagt [TEU01].

Bei den in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden üblichen mittelgroßen Räumen bilden sich im Verlauf des Brandes Heiß- und Kaltgaszonen. Für die Auslegung der Bauteile ist in der Regel die Temperatur der oben liegenden Heißgaszone anzusetzen, die gegenüber mittleren

Brandraumtemperaturen (z. B. entsprechend den Eurocode-Kurven) auf der sicheren Seite liegt. In Bild 6 ist ein Beispiel für die Entwicklung der Heißgastemperaturen in einem Brandraum definierter Grundfläche und Öffnungsfläche bei unterschiedlichen Brandlastdichten  $q = 500 \text{ MJ/m}^2$  bis  $1300 \text{ MJ/m}^2$  unter Zugrundelegung der Energiefreisetzungsrate dargestellt.



**Bild 6**     *Simulierter Heißgastemperaturzeitverlauf bei Variation der Brandlastdichte mit Bestimmung der Temperaturwerte  $T_{3,x}$*

Aufgrund der großen Anzahl veränderlicher Parameter wurden für über 800 Raumkonfigurationen Heißgastemperaturzeitverläufe berechnet. Für den in der Praxis tätigen Ingenieur, der in der Regel nicht mit der Anwendung von Wärmebilanzmodellen vertraut ist, wurden hieraus so genannte *Realbrandkurven* entwickelt, wobei

- der Verlauf des Temperaturanstiegs
- der Zeitpunkt und Wert des Temperaturmaximums
- der Verlauf des Temperaturabfalls

funktional erfasst werden.

## 4 REALBRANDKURVEN

### 4.1 Allgemeines

Die Realbrandkurven sollen den Verlauf der entsprechenden Heißgastemperaturzeitkurven mit hinreichender Genauigkeit wiedergeben. Hierbei ist nicht nur die Äquivalenz von Zeitpunkt und Höhe des Temperaturmaximums, sondern vielmehr die Äquivalenz der den Energieeintrag in die Bauteile repräsentierenden Fläche unter der Temperaturzeitkurve erforderlich. Für die mathematische Formulierung der Realbrandkurven ist es notwendig, dass Gesetzmäßigkeiten beim Verlauf der Heißgastemperaturzeitkurven und deren wesentliche Einflussgrößen erkannt werden, um einen möglichst deckungsgleichen Verlauf der Kurven zu erhalten.

Betrachtet man die Temperaturzeitverläufe bei unterschiedlichen Brandlastdichten, so lässt sich feststellen, dass der ansteigende Ast des Temperaturzeitverlaufs zunächst identisch verläuft (Bild 6). Erst wenn das Temperaturmaximum bei der kleineren Brandlastdichte erreicht ist, welches kleiner als das Temperaturmaximum bei größerer Brandlastdichte ist, trennen sich die Kurvenverläufe. Bei der kleineren Brandlastdichte fällt die Temperaturzeitkurve, bei größeren Brandlastdichten kommt es zu einem weiteren Anstieg, bis auch hier das Temperaturmaximum erreicht ist und dort ebenfalls ein Temperaturabfall erfolgt. Durch die Größe der Brandlastdichte wird der Zeitpunkt des Temperaturmaximums beeinflusst, danach sinken die Temperaturen im Brandraum wieder. Der Verlauf des Temperaturanstiegs hingegen ist unabhängig von der Brandlastdichte.

Folgende Vorgehensweise bietet sich daher bei der mathematischen Formulierung der Realbrandkurven an. Zunächst wird der Temperaturzeitverlauf in Abhängigkeit von Brandraumgeometrie und Öffnungen für einen Maximalwert der Brandlastdichte bestimmt. Als Maximum der Brandlastdichte wird  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  gewählt. Dieser Wert entspricht ungefähr der 95%-Fraktile der Brandlasten in Wohngebäuden. Damit ist der prinzipielle Verlauf der Realbrandkurve definiert. Liegt eine niedrigere Brandlastdichte mit  $q < 1300 \text{ MJ/m}^2$  vor, so ändert sich nur der abfallende Ast der Temperaturzeitkurve.

### 4.2 Zeitlicher Verlauf

In Bild 7 ist der qualitative Verlauf der Energiefreisetzungsrate und der auf dieser Grundlage mit CFAST [NIST92] berechneten Heißgastemperaturzeitkurve zu erkennen. Die Kurven lassen sich durch drei markante Punkte zu den Zeitpunkten  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$  charakterisieren. Von Beginn des Brandes bis zum Zeitpunkt  $t_1$  wächst die Energiefreisetzungsrate quadratisch, die Heißgastemperatur steigt steil an. Bei  $t_1$  wird das Maximum der Energiefreisetzungsrate erreicht, bis zu  $t_2$  verläuft diese konstant. Die Heißgastemperatur nimmt nach  $t_1$  mit deutlich flacherem Anstieg weiter zu. Zum Zeitpunkt  $t_2$  sind 70% der Brandlast verbrannt, die Energiefreisetzungsrate fällt linear ab.



Die Heißgastemperatur hat bei  $t_2$  ihren Maximalwert erreicht und klingt dann ab. Bei  $t_3$  ist die Energiefreisetzungsrate auf 0 abgesunken, die gesamte Brandlast ist verbrannt, der Heißgastemperaturzeitverlauf hat hier einen Knick, die Kurve fällt etwas langsamer ab.

Aus dem Verlauf der Energiefreisetzungsrate ergeben sich die Zeitpunkte  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$ . Nun müssen noch die zugehörigen Temperaturwerte  $T_1$ ,  $T_2$  und  $T_3$  erfasst werden, um die Temperaturzeitkurve vollständig beschreiben zu können.

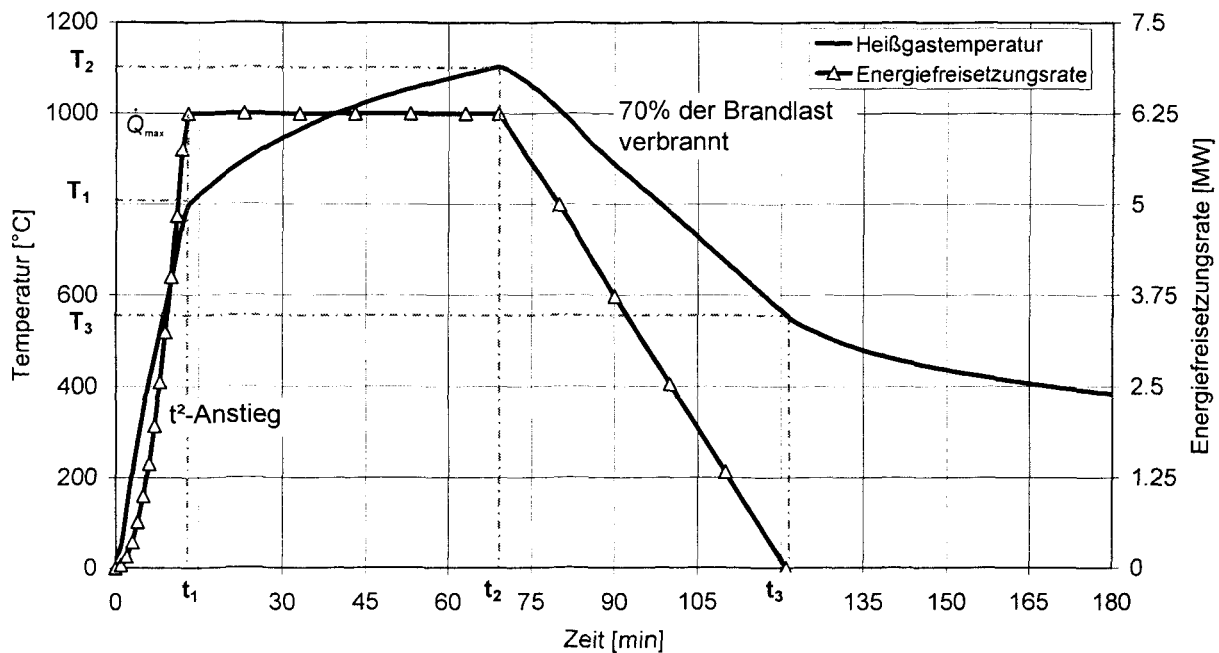


Bild 7 Qualitativer Verlauf von Heißgastemperatur und Energiefreisetzungsrate

### 4.3 Brandlastgesteuerte Brände

Bei brandlastgesteuerten Bränden ist neben der Wärmeabfuhr aus dem Brandraum durch Öffnungen und Umfassungsbauteile die freigesetzte Energie die dominierende Einflussgröße [MCC81]. Nach Auswertung der Simulationsrechnungen konnten durch eine Regressionsanalyse für die Heißgastemperaturwerte  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  (entsprechend der Definition in Bild 7) folgende funktionale Zusammenhänge ermittelt werden:

$$(5) \quad T_1 = 24000 k + 20 \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_1 = 980 \text{ °C für } k > 0,04$$

$$(6) \quad T_2 = 33000 k + 20 \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_2 = 1340 \text{ °C für } k > 0,04$$

$$(7) \quad T_3 = 16000 k + 20 \text{ für } k \leq 0,04 \text{ und } T_3 = 660 \text{ °C für } k > 0,04$$

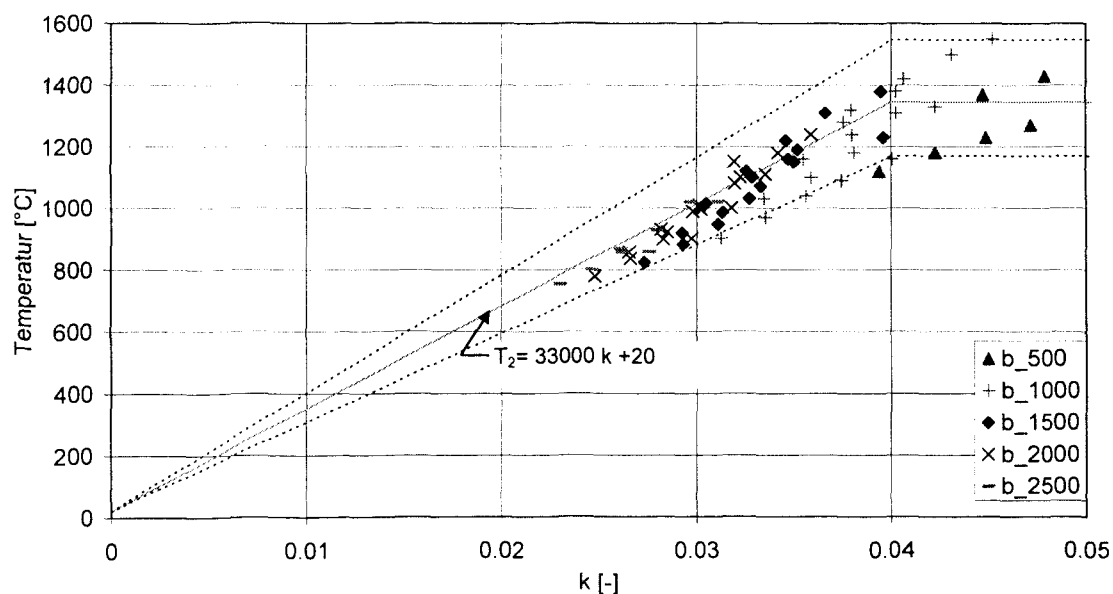
mit

$$(8) \quad k = \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_w \sqrt{h_w} \cdot A_T \cdot b} \right)^{1/3}$$

wobei

- $\dot{Q}$     Energiefreisetzungsrate [MW]  
 $A_w$    Fläche der Ventilationsöffnungen [m<sup>2</sup>]  
 $h_w$    Höhe der Ventilationsöffnungen [m]  
 $b$     gemittelte thermische Eindringzahl der Umfassungsbauteile [J/(m<sup>2</sup>s<sup>0.5</sup>K)]  
 $A_T$    Gesamtfläche der umfassenden Bauteile ohne Öffnungsflächen [m<sup>2</sup>].

In Bild 8 ist die mit CFAST [NIST92] berechnete maximale Heißgastemperatur  $T_2$  zum Zeitpunkt  $t_2$  (entsprechend der Definition in Bild 7) brandlastgesteuerter Brände über den Faktor  $k$  bei einer Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  unter Variation der thermischen Eindringzahl  $b$  aufgetragen. Der lineare Zusammenhang zwischen  $k$  und der Maximaltemperatur  $T_2$  für  $k < 0,04$  wird mit der durchgezogenen Linie verdeutlicht. Nur einzelne Werte weichen um wenig mehr als 15 % von der Geraden ab (gestrichelte Linie). Diese Toleranz kann bei der Entwicklung des Verfahrens akzeptiert werden (Abschnitt 5.2).



**Bild 8**    *Maximaltemperaturen  $T_2$  brandlastgesteuerter Brände unter Variation der thermischen Eindringzahl  $b$  bei einer Brandlastdichte  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in Abhängigkeit vom Faktor  $k$  (Simulation mit [NIST92])*

Trägt man die Temperaturen  $T_1$  und  $T_3$  zusätzlich über den Faktor  $k$  auf, so lassen sich auch dort funktionale Zusammenhänge durch eine Regressionsanalyse ermitteln (Bild 9).

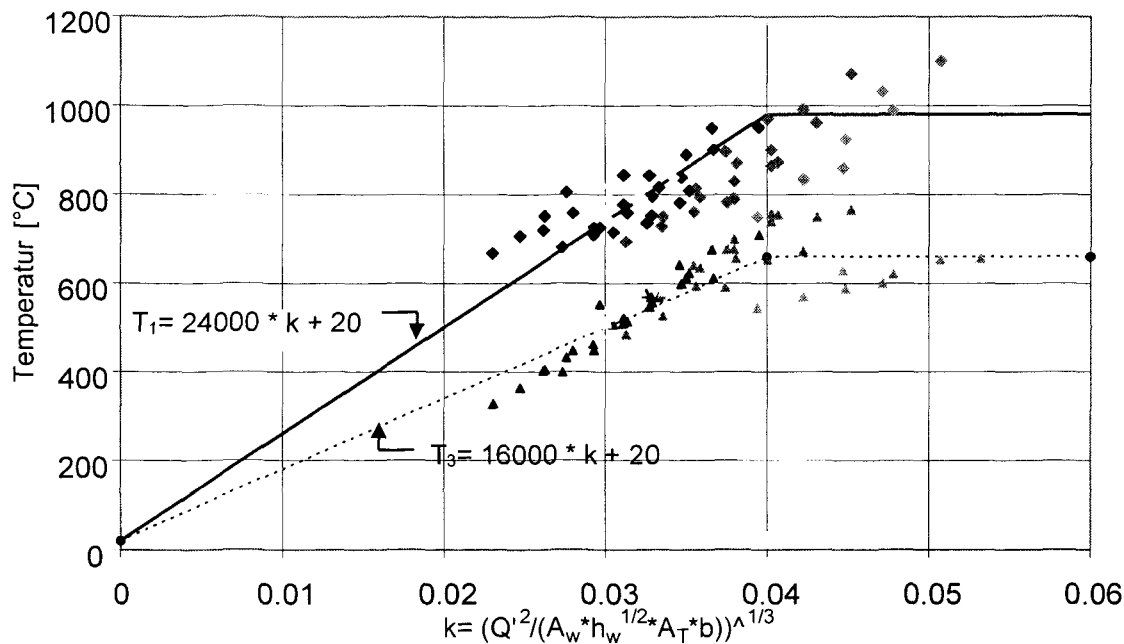


Bild 9 Temperaturwerte  $T_1$  und  $T_3$  brandlastgesteuerter Brände unter Variation der thermischen Eindringzahl  $b$  bei einer Brandlastdichte  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in Abhängigkeit vom Faktor  $k$  (Simulation mit [NIST92])

#### 4.4 Ventilationsgesteuerte Brände

Für den Temperaturzeitverlauf bei ventilationsgesteuerten Bränden ist neben den thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile die Größe der Öffnungen des Brandraumes bestimmend [LAW83], [ZHO00]. Nach Auswertung der Simulationsrechnungen konnten durch eine Regressionsanalyse für die Heißgastemperaturwerte  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  (entsprechend der Definition in Bild 7) folgende funktionale Zusammenhänge ermittelt werden:

$$(9) \quad T_1 = -8,75 \cdot 1/O - 0,1 b + 1175$$

$$(10) \quad T_2 = (0,004 b - 17) \cdot 1/O - 0,4 b + 2175 \leq 1340^\circ\text{C}$$

$$(11) \quad T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 b + 1060$$

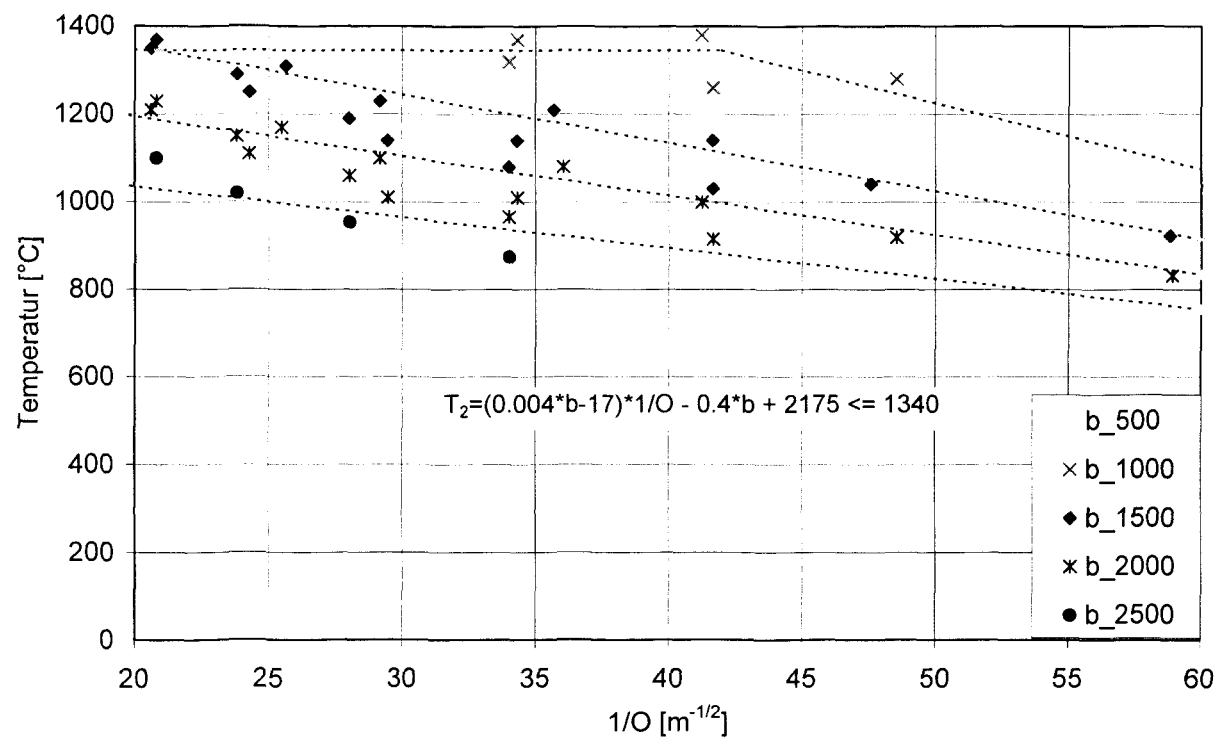
mit

$$(12) \quad O = A_w \sqrt{h_w} / A_t$$

wobei

$b$  gemittelte thermische Eindringzahl der Umfassungsbauteile [ $\text{J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$ ]

- $A_w$  Fläche der Ventilationsöffnungen [m<sup>2</sup>]  
 $h_w$  Höhe der Ventilationsöffnungen [m]  
 $A_t$  Gesamtfläche der umfassenden Bauteile mit Öffnungsflächen [m<sup>2</sup>].



**Bild 10** Maximaltemperaturen  $T_2$  ventilationsgesteuerter Brände bei einer Brandlastdichte  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in Abhängigkeit vom inversen Öffnungsfaktor  $1/O$  mit Scharparameter  $b$  (Simulation mit [NIST92])

In Bild 10 ist die mit CFAST [NIST92] berechnete maximale Heißgastemperatur  $T_2$  zum Zeitpunkt  $t_2$  (entsprechend der Definition in Bild 7) ventilationsgesteuerter Brände über den Faktor  $1/O$  und mit dem Scharparameter  $b$  bei einer Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  aufgetragen.

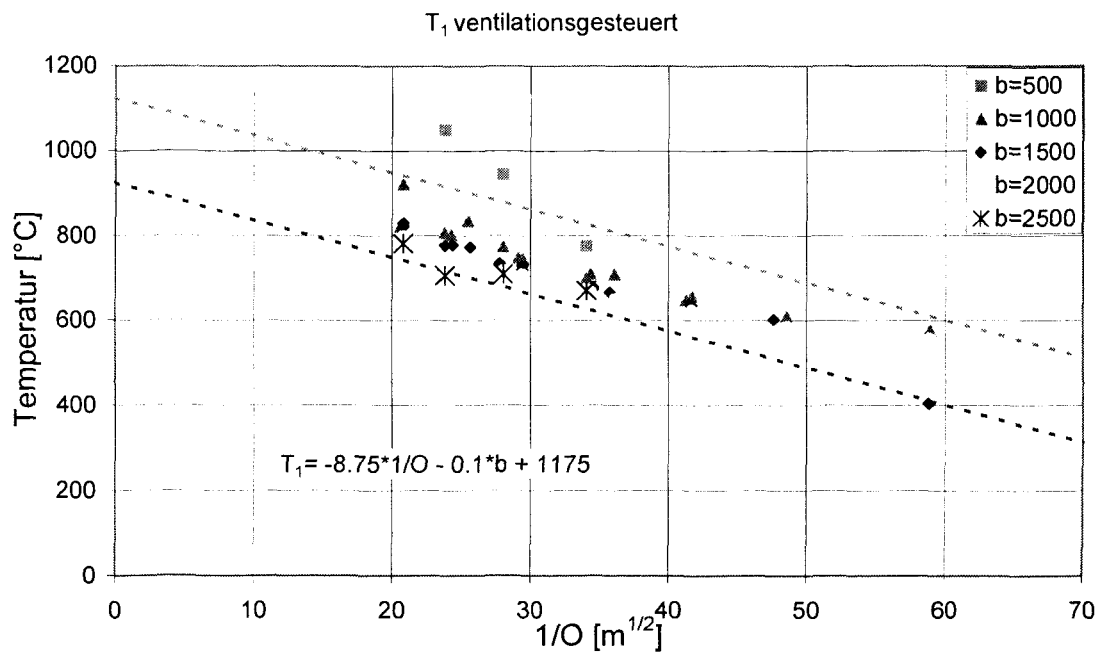


Bild 11 Temperaturwerte  $T_1$  ventilationsgesteuerter Brände bei einer Brandlastdichte  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in Abhängigkeit vom inversen Öffnungsfaktor  $1/O$  mit Scharparameter  $b$  (Simulation mit [NIST92])

Trägt man die Temperaturen  $T_1$  und  $T_3$  über dem Faktor  $k$  auf, so lassen sich auch dort funktionale Zusammenhänge durch eine Regressionsanalyse ermitteln (Bild 11 und Bild 12).

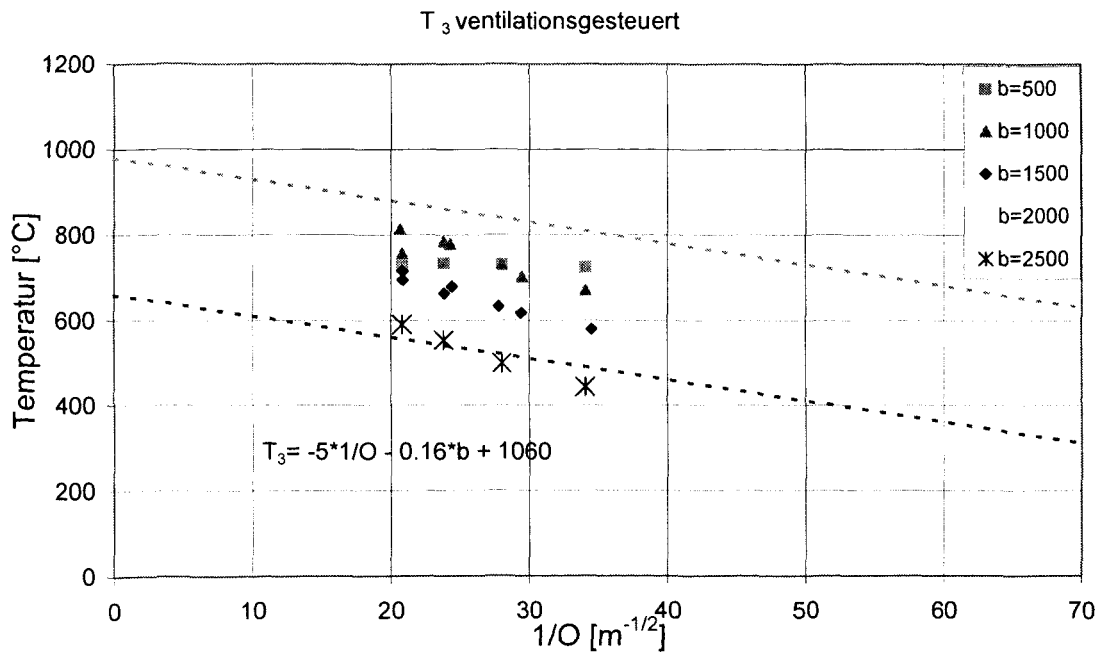


Bild 12 Temperaturwerte  $T_3$  ventilationsgesteuerter Brände bei einer Brandlastdichte  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  in Abhängigkeit vom inversen Öffnungsfaktor  $1/O$  mit Scharparameter  $b$  (Simulation mit [NIST92])

#### 4.5 Qualitativer Verlauf

Für die vollständige mathematische Beschreibung der Realbrandkurven muss neben den Zeitpunkten  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$  und den zugehörigen Temperaturwerten  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  der funktionale Verlauf zwischen diesen Punkten bekannt sein (Bild 7). Im Bereich zwischen  $t = 0$  und  $t_1$  (Bereich 1) steigt die Temperatur zunächst langsam, dann steil an. Dieser Verlauf lässt sich durch einen quadratischen Anstieg annähern:

$$(13) \quad T = \frac{(T_1 - T_0)}{t_1^2} \cdot t^2 + T_0 \quad \text{mit } t, t_1 \text{ [min] und } T, T_0, T_1 \text{ [}^\circ\text{C]}$$

Zwischen den Zeitpunkten  $t_1$  und  $t_2$  (Bereich 2) steigt die Temperatur moderater weiter an. Sie lässt sich mathematisch mit einer Wurzelfunktion beschreiben:

$$(14) \quad T = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t - t_1) / ((t_2 - t_1))} + T_1 \quad \text{mit } t, t_1, t_2 \text{ [min] und } T, T_1, T_2 \text{ [}^\circ\text{C]}$$

Zwischen den Zeitpunkten  $t_2$  und  $t_3$  (Bereich 3) sinkt die Temperatur, was mathematisch mit einer Wurzelfunktion ausgedrückt werden kann:

$$(15) \quad T = (T_3 - T_2) \cdot \sqrt{(t - t_2) / ((t_3 - t_2))} + T_2 \quad \text{mit } t, t_2, t_3 \text{ [min] und } T, T_2, T_3 \text{ [}^\circ\text{C]}$$

Bild 13 zeigt die mathematische Formulierung für den Verlauf der Realbrandkurven bei einer Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$ , welche ungefähr einer 95%-Fraktile der Brandlasten in Wohngebäuden entspricht.

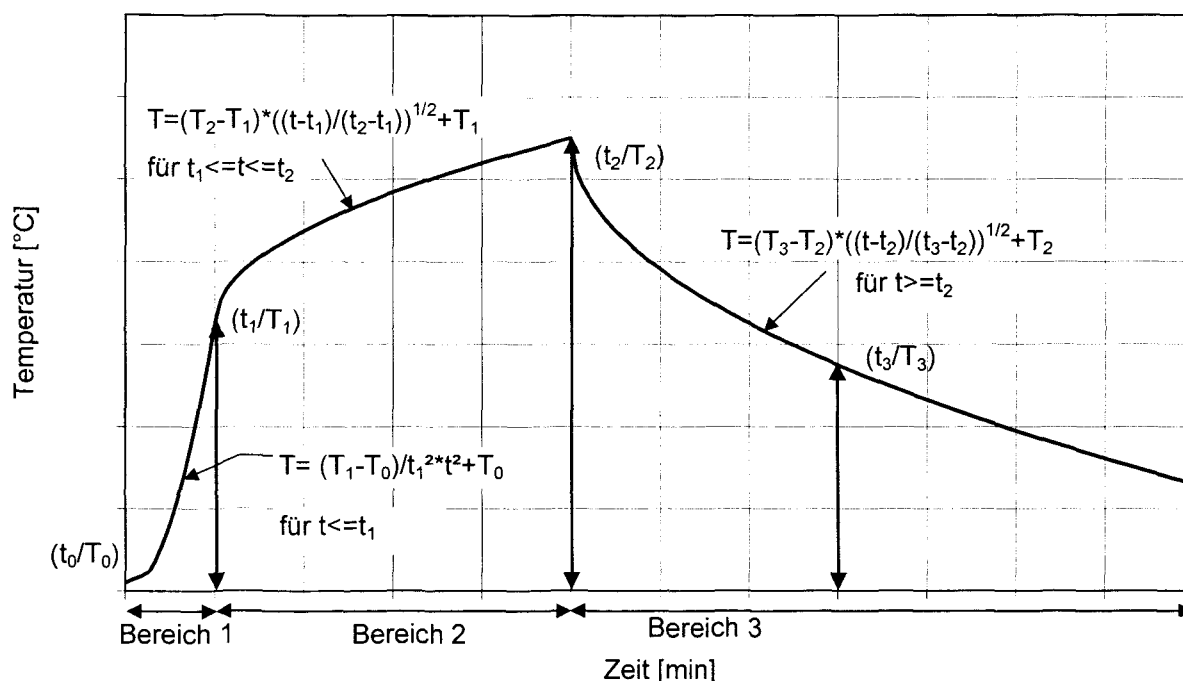


Bild 13 Mathematische Beschreibung der Realbrandkurven in 3 Bereichen

Ausgehend von der Realbrandkurve für  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  lassen sich Realbrandkurven für beliebige Brandlastdichten  $q_x \leq 1300 \text{ MJ/m}^2$  ermitteln. Dabei ist der ansteigende Ast der Realbrandkurven bis zum Erreichen der Maximaltemperatur unabhängig von der Brandlastdichte. Hingegen ist der Zeitpunkt  $t_{2,x}$ , bei dem die Maximaltemperatur  $T_{2,x}$  erreicht wird, brandlastabhängig. Er lässt sich direkt aus dem Ansatz für die Energiefreisetzungsrate bestimmen. Die zugehörige Temperatur  $T_{2,x}$  wird dann durch Einsetzen von  $t = t_{2,x}$  in Gl. ( 14 ) ermittelt (Bild 6).

Die Temperaturen  $T_{3,x}$  zum Zeitpunkt  $t_{3,x}$  bei unterschiedlichen Brandlastdichten  $q_x$  liegen auf einer logarithmischen Funktion durch  $(t_0/T_0)$  und  $(t_3/T_3)$  (Bild 6):

$$( 16 ) \quad T_{3,x} = (T_3 / (\log_{10}(t_3 + 1)) \cdot \log_{10}(t + 1))$$

Der abfallende Ast der Realbrandkurve des Bereichs 3 kann durch Einsetzen in Gl. ( 15 ) ermittelt werden.

$$( 17 ) \quad T = (T_{3,x} - T_{2,x}) \cdot \sqrt{(t - t_{2,x}) / (t_{3,x} - t_{2,x})} + T_{2,x}$$

## 4.6 Raumzellenbrände

Mit den Realbrandkurven kann die Brandausbreitung in Brandabschnitten mit so genannter Zellenbauweise erfasst werden. Die Raumzellenwände erfüllen zwar keine brandschutztechnische Anforderung, weisen jedoch eine (geringe) Feuerwiderstandsdauer auf und wirken somit einer ungehinderten Brandausbreitung in der gesamten Nutzungseinheit entgegen. Ein entstehender Brand wird sich sukzessive von Bürozone zu Bürozone ausbreiten, bis die gesamte Nutzungseinheit in Flammen steht.

Als Versagenskriterium der Zellenwände kann ein Temperaturkriterium gewählt werden. Hier bietet es sich an eine kritische Temperatur von 300°C zu definieren, welche auf der brandabgewandten Seite der Zellenwand erreicht werden muss, damit Versagen der Zellenwand eintritt. Im Bereich von 300°C liegt die Entzündungstemperatur von Holz und Papier. Wenn auf der brandabgewandten Seite der Zellenwand 300°C erreicht sind, ist davon auszugehen, dass innerhalb kürzester Zeit in der Nebenzelle die sich in der Nähe der Wand befindlichen Brandlasten entzünden und der Brand sich somit auf die Nebenzelle ausbreitet.

Der Versagenszeitpunkt der Zellenwand bei einem natürlichen Brand kann in Anlehnung an die Methode der äquivalenten Branddauer bestimmt werden. Hierfür muss der Versagenszeitpunkt bei einem ETK-Brand bekannt sein, der entweder mittels Brandversuch oder auf rechnerischem Wege bestimmt wird. Der Zeitpunkt, zu dem beim natürlichen Brand die gleiche Fläche unter der Realbrandkurve wie unter der ETK und damit der gleiche Energieeintrag in die Zellenwand erreicht ist, kennzeichnet das Versagen der Zellenwand.

Bei Versagen einer Zellenwand wird die Energiefreisetzungsrate für den nun größeren Brandraum mit u. U. veränderter Brandlastdichte, größeren Öffnungsflächen und veränderten thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile ermittelt. In der Zelle des Brandursprungs herrschen zum Zeitpunkt des „Zellendurchbruches“ in der Regel Vollbrandbedingungen. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass sich sämtliche in der Nebenzelle befindlichen Brandlasten beim Versagen der Zellenwand unmittelbar entzünden. Je nach Gebäudestruktur und Ausführung der Zellenwände kann sich der Brand von der Brandursprungszelle auch auf drei oder mehr Zellen gleichzeitig ausdehnen, wenn unterstellt wird, dass die Zellenwände zu den Nachbarzellen gleichartig aufgebaut sind und somit bei einem vollentwickelten Brand in der Ursprungszelle gleichzeitig versagen.

Dieser sukzessiven Brandausbreitung von Raumzone zu Raumzone muss das Bemessungsfeuer Rechnung tragen. Das bedeutet, dass die Energiefreisetzungsrate den jeweils herrschenden Randbedingungen angepasst werden muss und beim „Zellendurchbruch“ unmittelbar auf ihr - durch die neuen Randbedingungen des vergrößerten Brandraumes (s. Abschnitt 3.5.2) begrenztes - Maximum ansteigt (Bild 14):



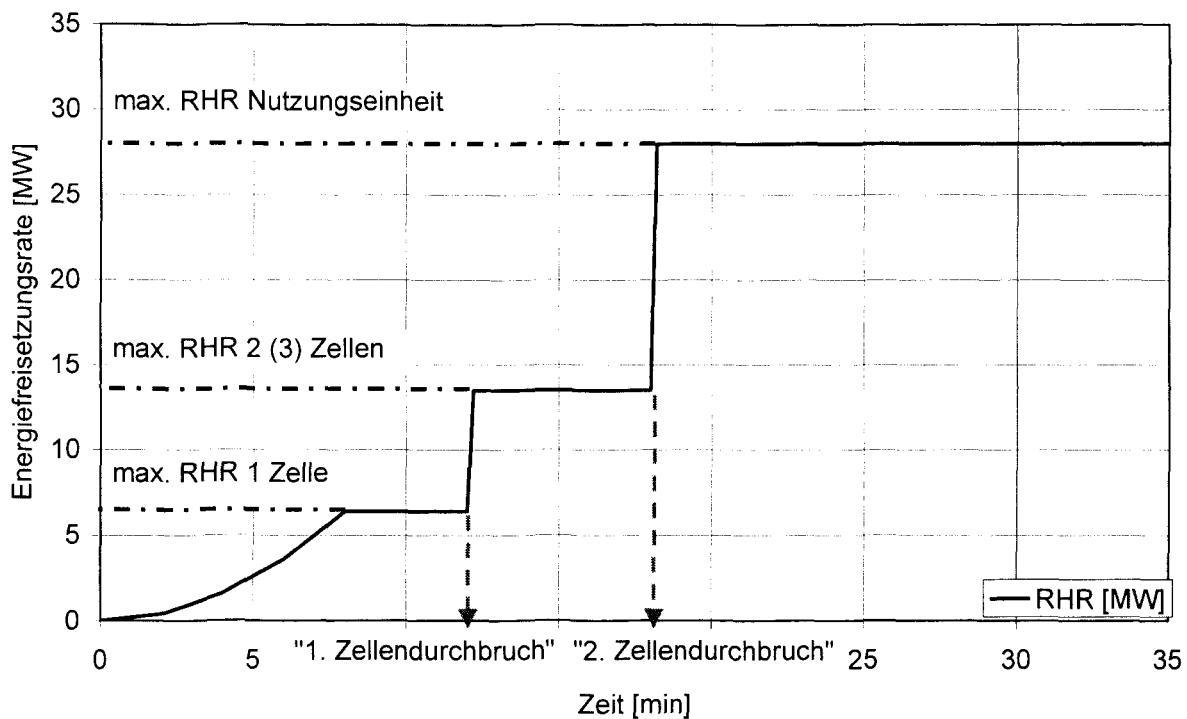


Bild 14 Verlauf der Energiefreisetzungsrate bei sukzessiver Brandausbreitung in einem Bürogebäude mit Zellenbauweise

Die Energiefreisetzungsrate steigt nach dem „Zellendurchbruch“ für den nun die benachbarten 2 (3) Zellen umfassenden größeren Brandraum mit zusätzlicher Brandlast und größeren Öffnungsflächen entsprechend an. Der Brand wird heftiger, die Zeit bis zum Versagen der nächsten Zellenwände kürzer. Daher kann beim „2. Zellendurchbruch“ in die angrenzenden Zellen vereinfachend von einem Vollbrand in der gesamten Nutzungseinheit ( $A_f = 400 \text{ m}^2$ ) mit entsprechender Energiefreisetzungsrate ausgegangen werden.

Die brandschutztechnische Bemessung von Nutzungseinheiten in Zellenbauweise ohne Berücksichtigung der brandausbreitungshemmenden Wirkung der Zellenwände muss zwangsläufig zu einer Überschätzung der Brandwirkung führen. Sowohl die Normbemessung (ETK), die Bemessung mit in Abschnitt 3.3.2 vorgestellten Temperaturzeitkurven (z. B. parametrische Kurven aus [prEC1-1-2]) und auch Verfahren mit äquivalenter Branddauer unterstellen eine ungehinderte Brandausbreitung im gesamten Abschnitt. Der hier vorgestellte Ansatz des Bemessungsfeuers bietet die Möglichkeit, mittels entsprechender Realbrandkurven den sich ausbreitenden Brand realitätsnah zu erfassen.

Die Anwendung der Realbrandkurven auf Raumzellenbrände benötigt zur Absicherung des Verfahrens in Zukunft noch weitere Untersuchungen, die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens jedoch nicht mehr betrieben werden konnten. Am iBMB laufen bereits Vergleichsrechnungen mit

einem CFD-Modell, um die Verfahrensweise zu validieren. Auch hier sollte abschließend ein Validierungsversuch durchgeführt werden.

#### 4.7 Tabellenkalkulations-Software

Für die Berechnung des Temperaturzeitverlaufes eines natürlichen Brandes in einem mehrgeschossigen Wohn- oder Bürogebäude mittels der Realbrandkurven sind nur wenige Eingabeparameter erforderlich. In Kenntnis von

- Brandlastdichte ( $q$ )
- Geometrie des Brandraumes (Grundfläche  $A_f$ , Höhe  $H$ )
- Geometrie der Öffnungen (Fläche  $A_w$ , Höhe  $h_w$ )
- Thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile ( $b$ )

kann die Realbrandkurve mit den Gleichungen ( 2 ) bis ( 17 ) vollständig ermittelt werden. Dabei lassen sich die charakteristischen Temperaturen  $T_1$ ,  $T_2$  und  $T_3$  (Bild 7) einfach bestimmen. Um den für die Bemessung von Bauteilen erforderlichen Temperaturverlauf über die Zeit zu bestimmen, bietet sich die Programmierung der Realbrandkurven mit einem Tabellenkalkulationsprogramm an. Somit kann der Temperaturzeitverlauf schnell bestimmt, Parametervariationen einfach durchgeführt und eine Bemessung von Stahlbauteilen nach dem vereinfachten Berechnungsverfahren (kritische Temperatur) in [EC3-1-2] automatisiert werden. Diese Möglichkeit bietet zudem den Vorteil gegenüber Verfahren mit äquivalenter Branddauer, dass der Tragsicherheitsnachweis des Bauteils unter Berücksichtigung von beflammter Oberfläche ( $U/A$ -Faktor), Bekleidungsstärke, Lagerungsbedingungen und Lastausnutzung erfolgt.

Bild 15 zeigt die Eingabemaske der für die Berechnung der Realbrandkurve entwickelten Software mit dem Tabellenkalkulationsprogramm Excel®.

Randbedingungen - Raum der Brandentstehung

IBMB

sukzessive Brandausbreitung ?

☐ ja

☒ nein

Ablauf 1

Höhe H [m]

2.6

Grundfläche Af [m²]

14

Verhältnis - Breite/Tiefe W/D [-]

2.0

Öffnungsfläche Aw [m²]

7.5

gemittelte Höhe der Öffnungsfläche hw [m]

1.5

Brandlastdichte q [MJ/m²]

765

th. Eigenschaften der Umfassungsbauteile

☒ direkt b

☐ Eingabe der Umfassungsbauteile

1350

Bauteilauslegung

3

Bauteile gewählt

Fertig

Abbrechen

Bild 15     Eingabemaske zur Berechnung der Realbrandkurve

Im Anschluss an die Eingabedaten zur Berechnung der Realbrandkurve können die erforderlichen Kennwerte für die Berechnung der Stahltemperatur eines bekleideten Bauteils nach dem vereinfachten Berechnungsverfahren in [EC3-1-2] Abschnitt 4.2.5 unter Realbrandbeanspruchung in der Eingabemaske (Bild 16) eingegeben werden.

UserForm1

Bauteilauswahl

☒

☒

☐

bekleidet

☒

☐

unbekleidet

☐

☒

Am/V

150

150

Ap/V

129

58

c\_a

600

600

rho\_a

7850

7850

d\_p

0.015

0.015

lambda\_p

0.135

0.135

c\_p

1050

1050

rho\_p

500

500

my\_0

0.9

0.65

Zurück

Abbrechen

Bild 16     Eingabemaske zur Berechnung der Stahltemperatur nach [EC3-1-2]

Das Tabellenkalkulationsprogramm berechnet auf Grundlage der eingegebenen Daten den Verlauf der Realbrandkurve und den entsprechenden Temperaturverlauf im Stahlprofil. In Bild 17 wird das Ergebnis dargestellt. Zum Vergleich wird der Temperaturverlauf im Stahlprofil unter ETK-Beanspruchung mit ausgegeben.

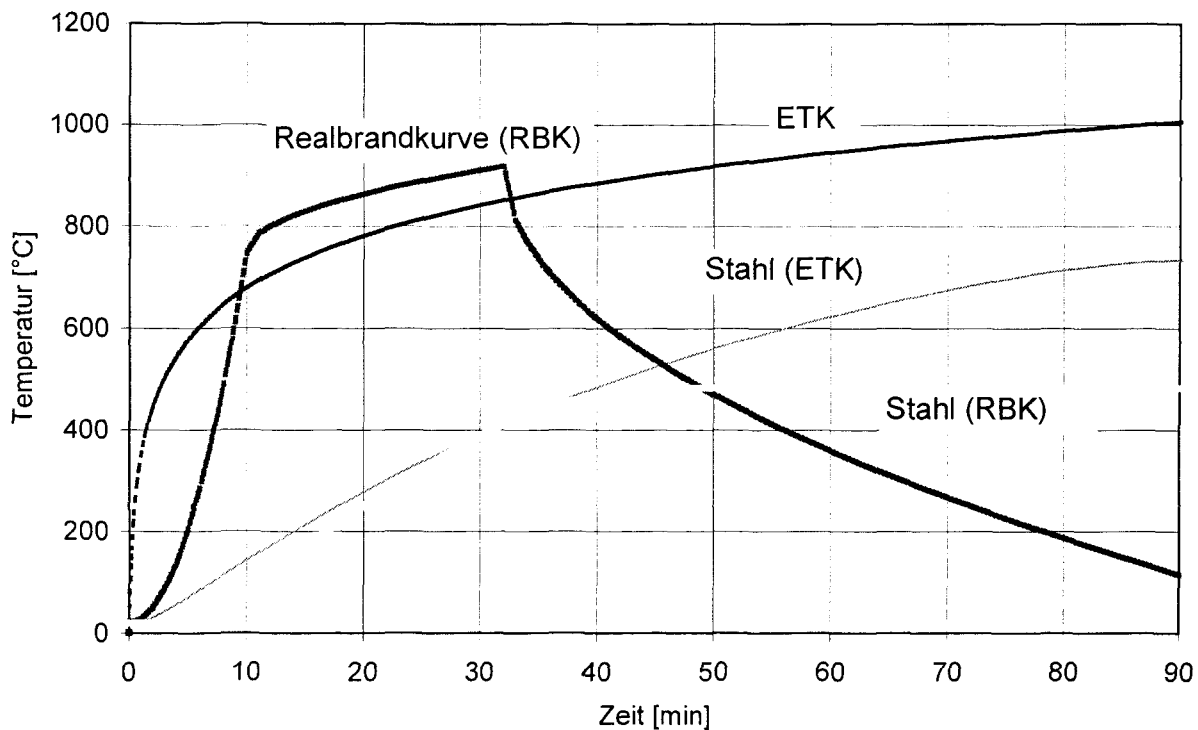


Bild 17 Ausgabe der Beanspruchungs- und Stahltemperatur des Tabellenkalkulationsprogramms

## 5 VALIDIERUNG

### 5.1 Allgemeines

Die Realbrandkurven sind anhand von Ergebnissen umfangreicher Simulationsrechnungen abgeleitet worden. Sie erfordern eine möglichst umfassende Validierung und Absicherung, bevor sie als Brandbeanspruchung anstelle der Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) seitens der Bauaufsichtsbehörden anerkannt werden können.

Die Validierung der Realbrandkurven soll in drei Schritten erfolgen.

- Validierung anhand von Wärmebilanzberechnungen
- Validierung anhand von dokumentierten Brandversuchen
- Durchführung eines Validierungsversuches

## 5.2 Validierung anhand von Wärmebilanzberechnungen

In einem ersten Schritt werden für die in Abschnitt 3.6 beschriebenen Raumkonfigurationen Realbrandkurven berechnet und mit den mittels Wärmebilanzberechnungen mit dem Modell CFAST ermittelten Heißgastemperaturzeitkurven verglichen. Die Eignung des Modells CFAST für die Simulation von Bränden in kleinen und mittleren Räumen kann aufgrund einer Vielzahl von Untersuchungen unterstellt werden [HOT98], [PEA93]. Mit diesem Schritt wird sichergestellt, dass bei der Ableitung der Realbrandkurven von den mit [NIST92] berechneten Heißgastemperaturzeitkurven nur geringe Abweichungen vorliegen.

Für die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen ist die exakte Vorgabe der Beanspruchungstemperatur nicht unbedingt erforderlich (s. o.). Von entscheidender Bedeutung ist vielmehr, dass der in die Bauteile einwirkende Energieeintrag, vereinfachend als Fläche unter der Temperaturzeitkurve der Beanspruchung zu verstehen, in etwa äquivalent ist. Das Maximum der Beanspruchungstemperatur muss aus diesem Grunde ebenfalls nicht zwingend exakt mit dem Maximum der Realbrandkurve übereinstimmen. Für die Bemessung von Bauteilen, die aus Baustoffen mit einer großen Temperaturleitfähigkeit bestehen und dünnwandig sind, muss jedoch eine größere Abweichung vermieden werden. Beide Voraussetzungen treffen z. B. für ungeschützte Stahlbauteile zu, bei denen die Temperaturverteilung im Querschnitt zu einem bestimmten Zeitpunkt nahezu konstant ist. Die kritische Temperatur wird in diesem Fall quasi gleichzeitig im gesamten Bauteilquerschnitt erreicht, weshalb das Maximum der Beanspruchungstemperatur relativ genau vorgegeben sein sollte.

Als Vergleichskriterium wurden die Größe der Fläche unter Realbrand- bzw. Heißgastemperaturzeitkurve nach 30, 60, 90 und 180 Minuten ( $A_{30}$ ,  $A_{60}$ ,  $A_{90}$ ,  $A_{180}$ ) sowie das Temperaturmaximum ( $T_{\max}$ ) herangezogen. Mit den Vergleichskriterien  $A_{30}$  bis  $A_{90}$  kann die Eignung der Realbrandkurven für die Bemessung von Bauteilen, die in die jeweiligen Feuerwiderstandsklassen R30, R60 und R90 eingestuft werden sollen, geprüft werden. Das Vergleichskriterium  $A_{180}$  wurde zusätzlich gewählt, da die Realbrandkurven auf 180 Minuten Dauer begrenzt sind. Mit dem Vergleichskriterium  $T_{\max}$  kann die Übereinstimmung der Maximaltemperatur geprüft werden, welche insbesondere für die Bemessung ungeschützter Stahlbauteile von Bedeutung ist.

Tabelle 3 Toleranzwerte (accuracies) für Rechencodes nach [BRE89]

Area	specific item	acuuracy	criterion
near field	temp. hot gas; plume etc. temp. structure pressure	$\pm 15\%$ $\pm 10 - 15\%$ $\pm 20\%$	main aspects
far field	temp. gas temp. structures pressure difference gas concentrations aerolos	$\pm 20\%$ $\pm 10 - 15\%$ $\pm 20\%$ $\pm 15 - 20\%$ $\pm 20\%$	fire relevant aspects
near field	fire properties gas layer	$\pm 30 - 50\%$	physical consistence of codes
far field	energy and mass flow velocities gas layer		secondary aspects

Für die Vergleichskriterien muss eine Toleranz festgelegt werden, innerhalb derer die Abweichungen zwischen Heißgastemperaturzeitkurve und Realbrandkurve als akzeptierbar gelten. Im Rahmen des Forschungsvorhabens [BRE89] wurden zulässige Abweichungen (accuracies) entwickelt (Tabelle 3). Bei dem Vorhaben sollten Rechenprogramme zur theoretischen Ermittlung von Brandeinwirkungen wie Temperaturen, Drücke und Rauchfreisetzung verifiziert und weiterentwickelt werden. Grundlage für die Bestimmung der Toleranzwerte waren die Ergebnisse verschiedener Codeberechnungen. In Anlehnung an [BRE89] für Heißgastemperaturen im Nahfeld und Gastemperaturen im Fernfeld scheint eine Toleranz von 15% bis maximal 20% hinnehmbar zu sein. In den folgenden Bildern ist daher neben der sogenannten „45°-Gerade“ jeweils die „15%-Trompete“ dargestellt. Die „45°-Gerade“ repräsentiert die exakte Gleichheit des jeweiligen Vergleichskriteriums zwischen Heißgastemperaturzeitkurve und Realbrandkurve, d. h. liefern sowohl Heißgastemperaturzeitkurve und Realbrandkurve den gleichen Wert hinsichtlich des Vergleichskriteriums, so befindet er sich auf der „45°-Geraden“. Innerhalb der „15%-Trompete“ befinden sich Werte, die maximal  $\pm 15\%$  von der „45°-Geraden“ abweichen.

Bild 18 zeigt, dass die Realbrandkurven in ihrem Energieeintrag innerhalb der ersten 30 Minuten nur in wenigen Fällen mehr als 15% von den mit CFAST ermittelten Heißgastemperaturzeitkurven abweichen. Im Mittel liegt der mittels Realbrandkurve bestimmte Energieeintrag nach 30 Minuten leicht unter dem mittels CFAST bestimmten Energieeintrag (Mittelwert  $A_{RBK} / A_{CFAST} = 0,90$ ). Die Streuung ist jedoch gering (Standardabweichung 0,12).

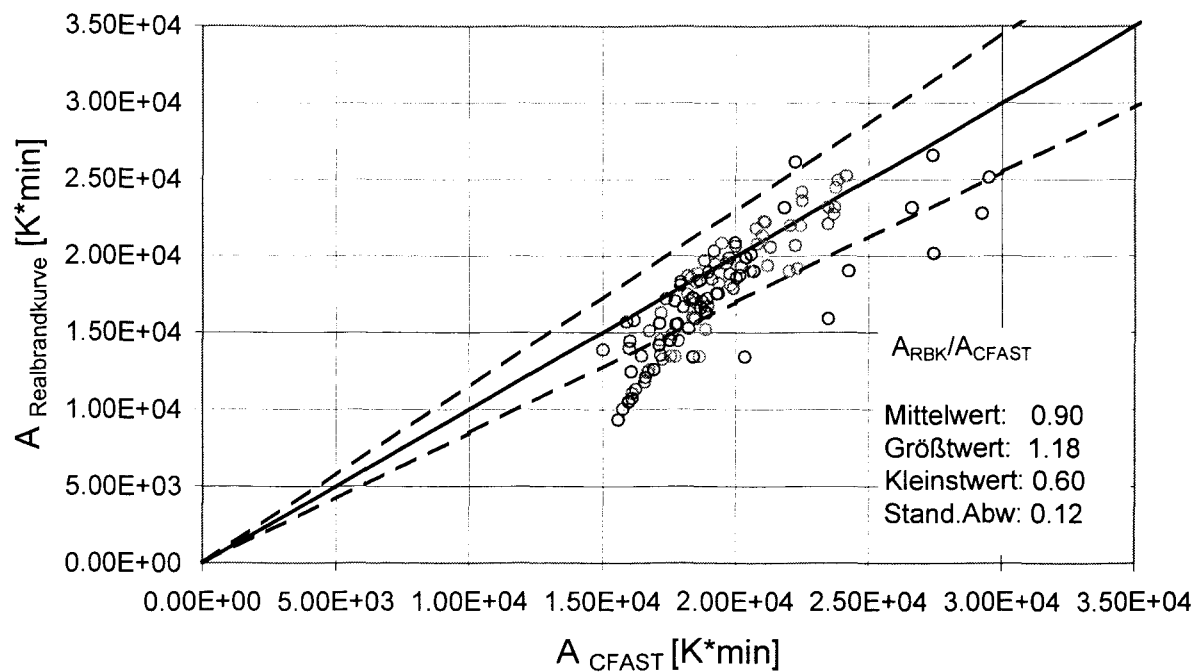


Bild 18 Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums  $A_{30}$

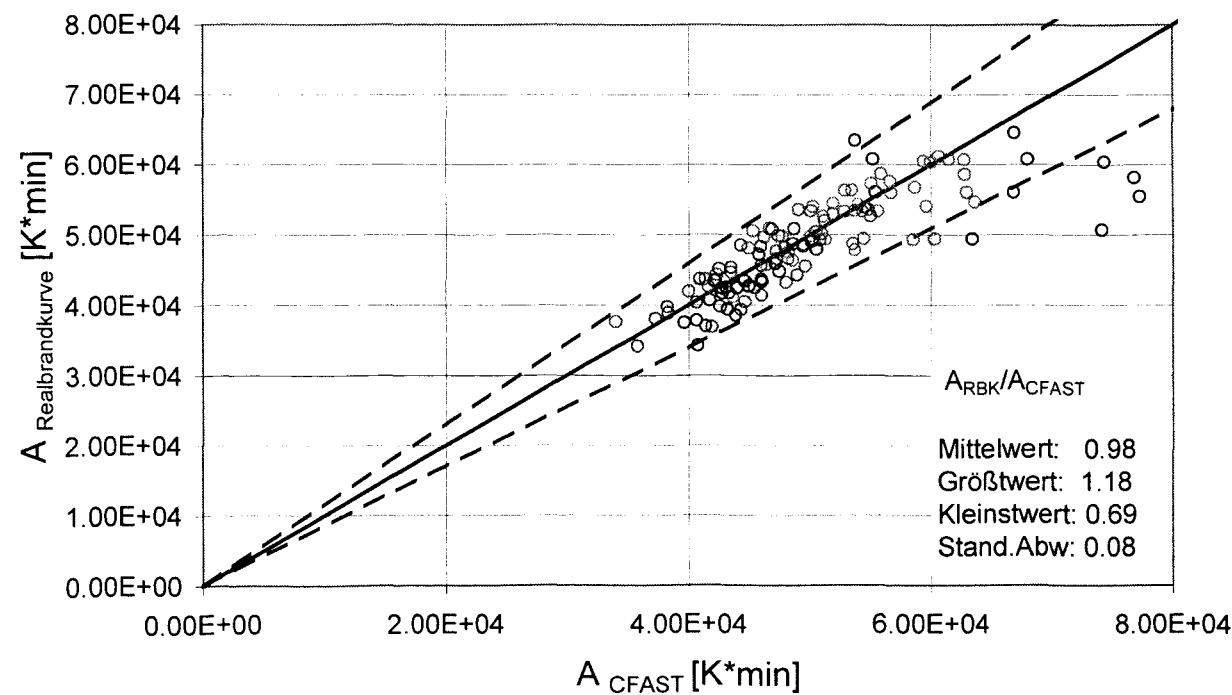


Bild 19 Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums  $A_{60}$

Ein noch besseres Ergebnis liefert das Vergleichskriterium  $A_{60}$  (Bild 19). Nur wenige Abweichler befinden sich unterhalb der 15%-Toleranz. Im Mittel ist der mittels Realbrandkurve bestimmte Energieeintrag nach 60 Minuten nahezu gleich dem mittels CFAST bestimmten Energieeintrag (Mittelwert  $A_{RBK} / A_{CFAST} = 0,98$ ) und die Streuung ist sehr gering (Standardabweichung 0,08). Dem Vergleichskriterium  $A_{60}$  fällt eine besondere Bedeutung zu, da für den Anwendungsbereich mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude in der kommenden Musterbauordnung [SYN99] eine hochfeuerhemmende Bauweise für die tragenden Bauteile gefordert werden wird, die mit einer Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten gleichzusetzen sein wird.

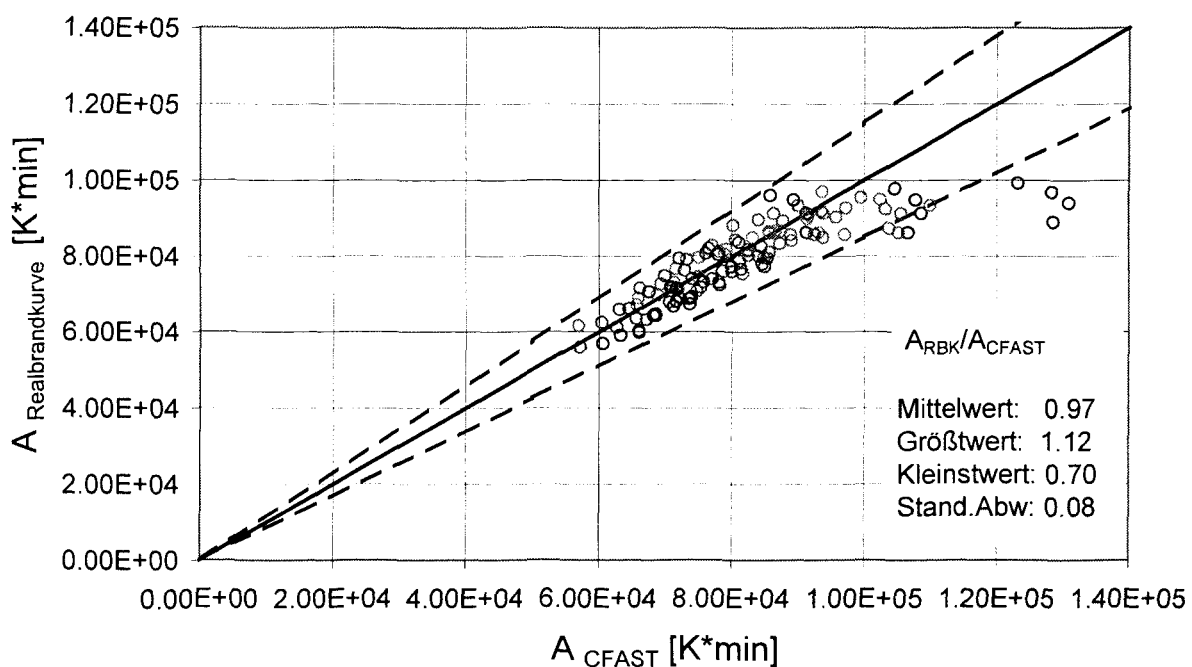


Bild 20 Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums  $A_{90}$

Das Vergleichskriterium  $A_{90}$  liefert qualitativ ein ähnliches Ergebnis wie  $A_{60}$  (Bild 20). Insgesamt herrscht eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der Fläche unter der Heißgastemperaturzeitkurve und Realbrandkurve. Im Mittel ist der mittels Realbrandkurve bestimmte Energieeintrag nach 90 Minuten nahezu gleich dem mittels CFAST bestimmten Energieeintrag (Mittelwert  $A_{\text{RBK}} / A_{\text{CFAST}} = 0,97$ ) und die Streuung ist sehr gering (Standardabweichung 0,08).



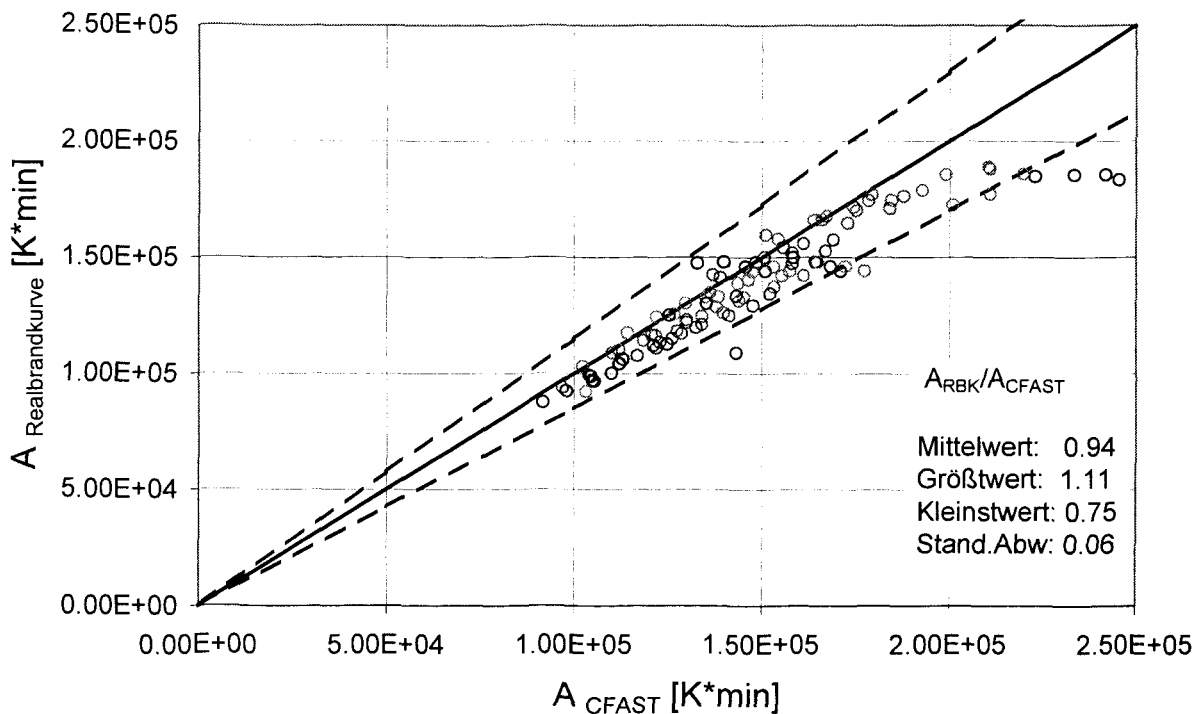


Bild 21 Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums  $A_{180}$

In (Bild 21) ist anhand des Vergleichskriteriums  $A_{180}$  zu erkennen, dass auch nach 180 Minuten eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der Fläche unter der Heißgastemperaturzeitkurve und Realbrandkurve herrscht. Zu diesem Zeitpunkt befindet sich in allen untersuchten Fällen der Brand bereits in der Abkühlphase, d. h. der kritischste Zeitpunkt für die Bauteilbemessung ist im Regelfall bereits überschritten. Im Mittel liegt der mittels Realbrandkurve bestimmte Energieeintrag nach 180 Minuten leicht unter dem mittels CFAST bestimmten Energieeintrag (Mittelwert  $A_{RBK} / A_{CFAST} = 0,94$ ). Die Streuung ist jedoch sehr gering (Standardabweichung 0,06).

Mit dem Vergleichskriterium  $T_{max}$  wird nicht der qualitative Verlauf von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven und deren Energieeintrag in die Bauteile gegenübergestellt, sondern das Maximum der Kurven (Maximaltemperatur) verglichen. Auch hier herrscht eine gute Übereinstimmung, Realbrandkurve und Heißgastemperaturzeitkurve liefern eine annähernd gleiche Maximaltemperatur (Bild 22). Im Mittel ist die mittels Realbrandkurve berechnete Maximaltemperatur im Vergleich zur mit CFAST bestimmten maximalen Heißgastemperatur nahezu identisch (Mittelwert  $T_{RBK} / T_{CFAST} = 1,01$ ). Die Streuung ist minimal (Standardabweichung 0,08).

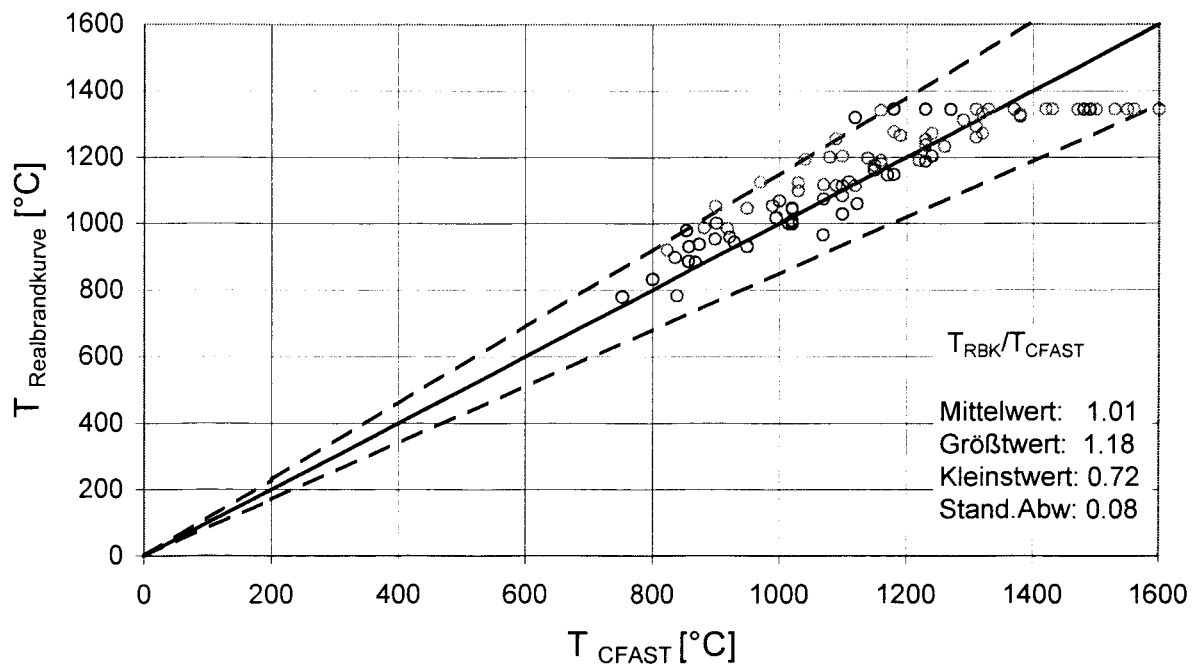


Bild 22 Vergleich von Realbrandkurven und Heißgastemperaturzeitkurven anhand des Vergleichskriteriums  $T_{\text{max}}$

### 5.3 Validierung anhand von dokumentierten Brandversuchen

Der zweite Schritt der Validierung erfolgt anhand von Brandversuchen mit unterschiedlichen Raumgeometrien, Brandlasten und Öffnungsverhältnissen, die in der Literatur dokumentiert sind (Tabelle 4). Die in den Versuchen gemessenen Temperaturzeitverläufe werden mit den Realbrandkurven verglichen. Zusätzlich werden in den Vergleich die mit den Wärmebilanzmodellen CFAST [NIST92] und OZONE [CAD01] sowie mittels vereinfachter Ansätze - parametrische Temperaturzeitkurven [prEC1-1-2], Verfahren von Feasey und Buchanan [FEA02], Verfahren von Zhongcheng und Mäkeläinen [ZHO00] - bestimmten Temperaturzeitverläufe mit einbezogen. Für einige ausgewählte Versuche wird eine Vergleichsrechnung mit einem CFD-Modell (Feldmodell) durchgeführt [FDS2]. Der Vergleich der mit unterschiedlichen Methoden und Verfahren berechneten Temperaturzeitverläufe mit den Versuchsergebnissen ist jedoch nur eingeschränkt möglich. Die vereinfachten Ansätze [prEC-1-1-2], [FEA02], [ZHO00], die einen Vollbrand ohne Brandentstehungsphase voraussetzen, liefern einen Temperaturverlauf, der zu Beginn stark ansteigt. Mit dem Wärmebilanzmodell [NIST92] werden Heißgastemperaturen berechnet und dargestellt. Das Modell [CAD01] schaltet während der Simulation bei Einsetzen des „flashovers“ vom Mehrzonenmodell auf ein Vollbrandmodell um.

Tabelle 4 Randbedingungen der dokumentierte Brandversuche

Versuch		BRE1	BRE2	BRE3	BRE4	CAR 6	HOT_1	HOT_2	HOT_3	LAT1	LAT2	LAT3	LAT4	LAT5
Raum	Breite [m]	12	12	12	12.00	18.00	14.40	20.40	7.40	8.66	8.66	8.66	8.66	8.66
	Länge [m]	12	12	12	12.00	7.50	7.20	7.20	7.20	5.87	5.87	5.87	5.87	5.87
	Grundfläche [m²]	144	144	144	144	135	103.7	146.9	53.28	50.83	50.83	50.83	50.83	50.83
	Höhe [m]	4.00	4.00	4.00	4.00	4.00	3.50	3.60	3.60	3.90	3.90	3.90	3.90	3.90
Öffnung	Breite [m]	7.20	7.20	7.20	14.40	18.00	2.13	2.60	3.00	7.31	3.65	3.65	3.65	1.83
	Höhe [m]	3.40	3.40	3.40	1.70	2.00	2.97	3.00	1.24	2.31	2.31	2.31	2.31	2.31
	Brüstungshöhe [m]	0	0	0	1.7	0.8	0	0	1.76	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
Umfassungsbauteile	Dicke [m]	0.15 <sup>*)</sup>	0.12 <sup>*)</sup>	0.12 <sup>*)</sup>	0.12 <sup>*)</sup>	0.1533 <sup>*)</sup>	0.3	0.3	0.3	0.19 <sup>*)</sup>	0.19 <sup>*)</sup>	0.19 <sup>*)</sup>	0.19 <sup>*)</sup>	0.19 <sup>*)</sup>
	Wärmeleitfähigkeit [W/(mK)]	0.97 <sup>*)</sup>	0.56 <sup>*)</sup>	0.56 <sup>*)</sup>	0.56 <sup>*)</sup>	0.59 <sup>*)</sup>	0.12	0.12	0.12	0.64 <sup>*)</sup>	0.64 <sup>*)</sup>	0.64 <sup>*)</sup>	0.64 <sup>*)</sup>	0.64 <sup>*)</sup>
	Dichte [kg/m³]	1842 <sup>*)</sup>	1314 <sup>*)</sup>	1314 <sup>*)</sup>	1314 <sup>*)</sup>	1433 <sup>*)</sup>	500	500	500	1540 <sup>*)</sup>	1540 <sup>*)</sup>	1540 <sup>*)</sup>	1540 <sup>*)</sup>	1540 <sup>*)</sup>
	Wärmekapazität [J/(kgK)]	1018 <sup>*)</sup>	957 <sup>*)</sup>	957 <sup>*)</sup>	957 <sup>*)</sup>	927 <sup>*)</sup>	1050	1050	1050	1100 <sup>*)</sup>	1100 <sup>*)</sup>	1100 <sup>*)</sup>	1100 <sup>*)</sup>	1100 <sup>*)</sup>
	Emissionsgrad [-]	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.85	0.85	0.85	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
Brandlast	Brandlast	Holz	Holz	Holz+P	Holz	Möbel	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz
	Brandlastdichte [kg/m²]	40.0	40.0	40.0	40	46.26	19.18	12.36	18.77	15.0	10.0	15.0	20.0	15.0
Literatur		SCL00	SCL00	SCL00	SCL00	CAR01	HOT98	HOT98	HOT98	LAT87	LAT87	LAT87	LAT87	LAT87

Versuch		LEHRTE 8	LEHRTE_B	LEHRTE_W	METZ1	METZ2	METZ3	METZ4	SFB	VTT1	VTT2	ZEH
Raum	Breite [m]	3.59	3.59	3.59	3.38	3.38	3.38	3.38	7.2	4	4	3,60
	Länge [m]	5.05	5.05	5.05	3.68	3.68	3.68	3.68	7.4	2.2	2.2	3,60
	Grundfläche [m²]	18.1295	18.1295	18.1295	12.44	12.44	12.44	12.44	53.28	8.8	8.8	12,96
	Höhe [m]	2.50	2.50	2.50	3.13	3.13	3.13	3.13	3.60	2.6	2.6	2,60
Öffnung	Breite [m]	2.61	1.18	1.18	1.18	1.18	1.95	1.18	1.20	3.0	3	0,70
	Höhe [m]	1.66	1.66	1.66	2.18	2.18	2.18	2.18	3.00	1.2	1.2	1,80
	Brüstungshöhe [m]	0.80	0	0	0	0	0	0.95	0	0.8	0.8	0
Umfassungsbauteile	Dicke [m]	0.16 *)	0.16 *)	0.16 *)	0.25	0.25	0.25	0.1625 *)	0.26	0.2	0.2	0,25*)
	Wärmeleitfähigkeit [W/(mK)]	1.29 *)	1.29 *)	1.29 *)	1.0	1.0	1.0	0.69 *)	0.25	0.35	0.35	1,25*)
	Dichte [kg/m³]	1813 *)	1813 *)	1813 *)	1950	1950	1950	1750 *)	625	500	500	1850*)
	Wärmekapazität [J/(kgK)]	917 *)	917 *)	917 *)	1000	1000	1000	880 *)	1000	1000	1000	920*)
	Emissionsgrad [-]	0.89 *)	0.89 *)	0.89 *)	0.65	0.65	0.65	0.65	0.85	0.9	0.9	0,8
Brandlast	Brandlast	Holz	Möbel	Möbel	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz	Holz	Möbel, Papier, Kunststoff
	Brandlastdichte [kg/m²]	90.00	39.0	32.0	30.0	60.0	30.0	29.91	18.8	33.41	71	468
Literatur		BM78	BM78	BM78	SFB148	SFB148	SFB148	SCL01.2	SFB86.6	RAN00	RAN00	ZEH02.4

\*) gemittelte Werte

In Bild 23 werden die in den Brandversuchen gemessenen Maximaltemperaturen mit den berechneten Werten der verschiedenen Verfahren verglichen (Vergleichskriterium  $T_{max}$ ). Die Winkelhalbierende spiegelt die Gleichheit von gemessener Maximaltemperatur und berechneter Maximaltemperatur wider. Der Großteil der mittels Realbrandkurven berechneten Maximaltemperaturen liegt innerhalb der gestrichelt dargestellten „15%-Toleranzgrenze“ (Mittelwert  $\text{cal } T_{RBK} / \exp T = 1,06$ ), die Streuung ist relativ gering (Standardabweichung 0,16). Tendenziell liegen die Werte etwas oberhalb der Winkelhalbierenden und somit auf der sicheren Seite. Bei anderen Verfahren ergibt sich eine breitere Streuung (Standardabweichung bis zu 0,24).

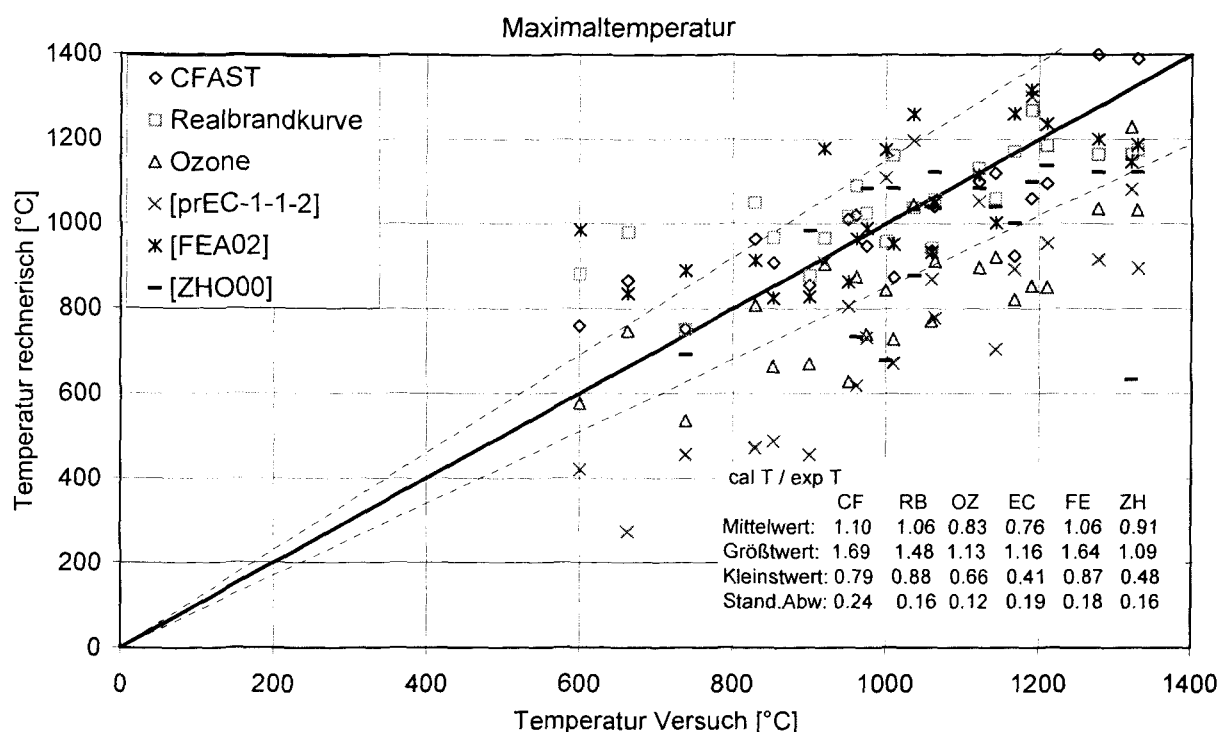


Bild 23 Vergleich gemessener und mit verschiedenen Verfahren berechneter Maximaltemperaturen dokumentierter Brandversuche (Vergleichskriterium  $T_{max}$ )

Analog der Validierung in Abschnitt 5.2 werden als Vergleichskriterien neben der Maximaltemperatur auch die durch die Flächen  $[K \cdot \min]$  unter den Temperaturzeitkurven ausgedrückten Integrale als Maß für den Energieeintrag in die Bauteile nach 30 und 60 Minuten ( $A_{30}$ ,  $A_{60}$ ) verwendet. Weil beim Großteil der in Tabelle 4 zusammengestellten Versuche die Temperaturen nicht länger als 60 Minuten aufgezeichnet wurden, wurde sich auf diese Kriterien beschränkt.

Bild 24 zeigt den Vergleich der Flächengröße der Integrale der gemessenen Temperaturzeitkurven und der mit den verschiedenen Verfahren berechneten Temperaturzeitkurven für das Vergleichskriterium  $A_{30}$ . Bei der Mehrheit der dokumentierten Brandversuche ergibt sich eine annähernde Flächengleichheit zwischen Realbrandkurve und gemessener Temperaturzeitkurve bis zur 30. Minute, sie liegen innerhalb der gestrichelt dargestellten „15%-Toleranzgrenze“ (Bild 24). Tendenziell liegen die Werte unterhalb der Winkelhalbierenden (Mittelwert  $A_{RBK} / A_{Versuch} = 0,90$ ), was eine Unterschätzung der im Versuch gemessenen Temperatur bedeutet. Hierbei muss allerdings berücksichtigt werden, dass der Temperaturverlauf in der Brandentstehungsphase, in der Entzündungszeitpunkt, Brandausbreitungsgeschwindigkeit und Energiefreisetzungsrate einen großen Einfluss haben, schwierig rechnerisch zu erfassen ist. Daher streuen auch die Ergebnisse der anderen Verfahren relativ breit. Die Streuung der „Realbrandkurven-Werte“ bezogen auf den Mittelwert ist im Vergleich zu den Ergebnissen der anderen Verfahren am geringsten (Standardabweichung 0,24). Die Ergebnisse der parametrischen Kurven (EC1) streuen stark

(Standardabweichung 0,51). Ozone liefert im Mittel einen zu kleinen Energieeintrag (Mittelwert  $A_{OZ} / A_{CFAST} = 0,81$ ). Die Streuung bezogen auf diesen auf der unsicheren Seite liegenden Mittelwert ist zwar gering (Standardabweichung 0,13), das bedeutet jedoch eine systematische Unterschätzung des Energieeintrags nach 30 Minuten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen.

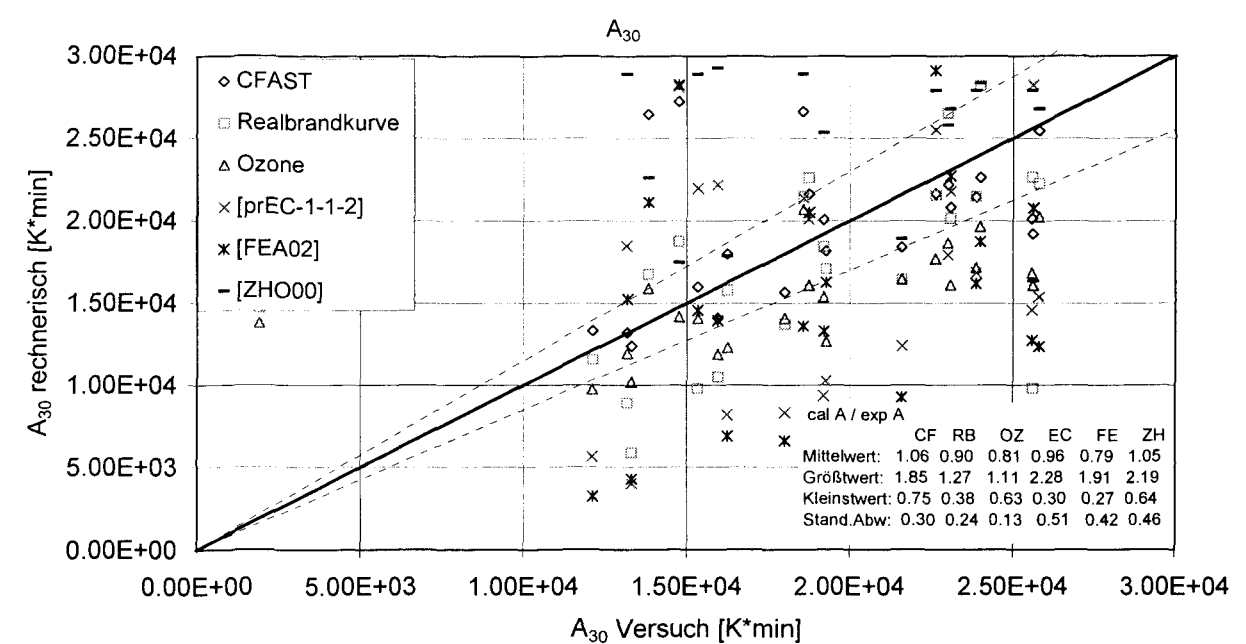


Bild 24 Vergleich von dokumentierten Brandversuchen mit Realbrandkurven und anderen Verfahren anhand des Vergleichskriterium  $A_{30}$

Dem Vergleichskriterium  $A_{60}$  kommt eine besondere Bedeutung zu, weil für tragende Bauteile mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude ( $FOK \leq 13\text{ m}$ ) nach der neuen Musterbauordnung [SYN99] eine Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten gefordert wird. Bild 25 zeigt anhand des Vergleichskriteriums  $A_{60}$ , dass der Großteil der Realbrandkurven in ihrem Energieeintrag innerhalb von 60 Minuten nicht mehr als 15% von den gemessenen Temperaturzeitkurven abweichen (Mittelwert  $A_{RBK} / A_{Versuch} = 0,94$ ). Die Streuung der „Realbrandkurven-Werte“ bezogen auf den Mittelwert liegt im Vergleich zu den Ergebnissen der anderen Verfahren in einem ähnlichen Bereich (Standardabweichung 0,25). Jedoch unterschätzen insbesondere Ozone, EC1-1-2 und FEA02 den Energieeintrag nach 60 Minuten bei einem Mittelwert von  $A_{calc} / A_{Versuch} \leq 0,81$  und einer auf diesen auf der unsicheren Seite liegenden Mittelwert bezogenen relativ geringen Streuung (z. B. FEA02 Standardabweichung 0,15). Das bedeutet für diese Verfahren eine systematische Unterschätzung des Energieeintrags nach 60 Minuten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen.

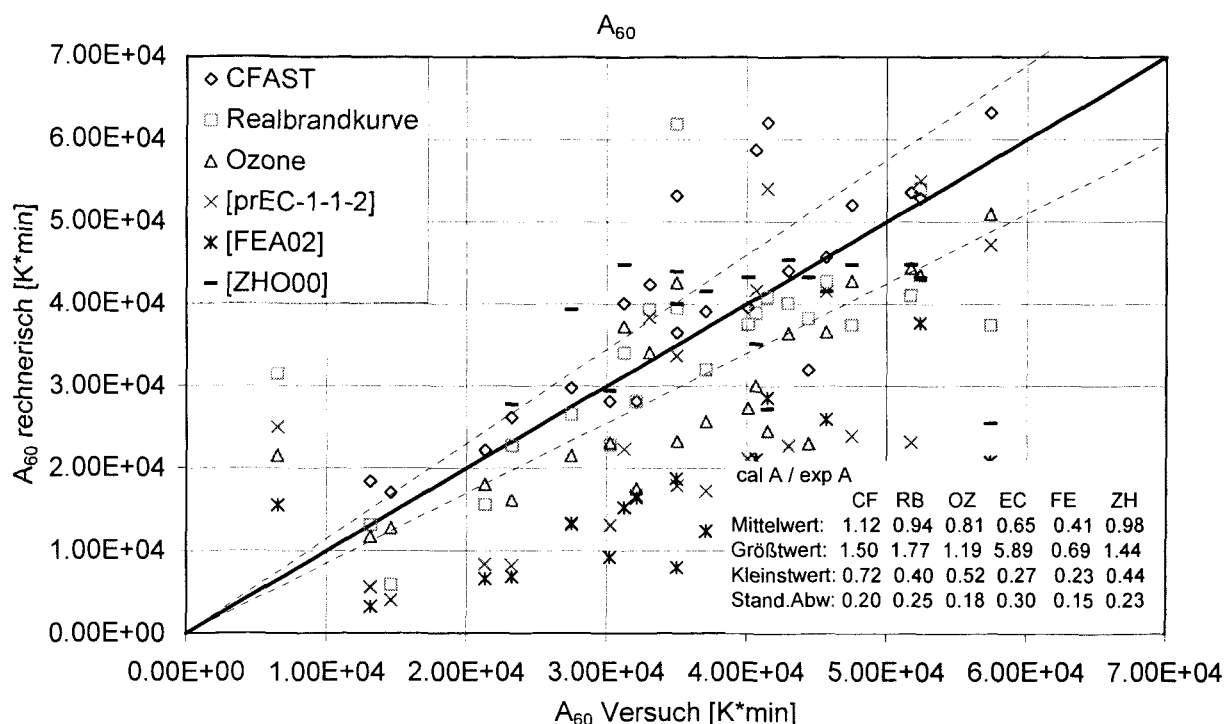


Bild 25 Vergleich von dokumentierten Brandversuchen mit Realbrandkurven und anderen Verfahren anhand des Vergleichskriterium  $A_{60}$

## 5.4 Bewertung

Die Validierung anhand von dokumentierten Brandversuchen mit unterschiedlichen Raumgeometrien, Brandlasten und Öffnungsverhältnissen sowie anhand von umfangreichen Vergleichsrechnungen mit dem Wärmebilanzmodell CFAST zeigt, dass der Temperaturzeitverlauf eines Brandes für den Anwendungsbereich mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude mit den Realbrandkurven realistisch erfasst werden kann.

Die Nutzung dokumentierter Natur-Brandversuche für die Validierung anstatt Durchführung eines eigenen umfangreichen Versuchsprogramms bietet abgesehen von finanziellen Gesichtspunkten den Vorteil, dass aufgrund der unterschiedlichen durchführenden Versuchsanstalten ein weites Parameterfeld an Randbedingungen abgedeckt werden konnte. In die Validierung flossen Versuche ein, die u. a. in Deutschland, Großbritannien, Frankreich, Finnland und den USA durchgeführt worden sind.

Um die Validierung abzurunden, konnte im Rahmen dieses Forschungsvorhabens ein Naturbrand-Versuch mit einer realistischen Büroeinrichtung durchgeführt werden, bei dem u. a. Energiefreisetzungsrate und Brandraumtemperaturen gemessen wurden. Die Durchführung und Auswertung dieses Validierungsversuches ist im folgenden Abschnitt 6 ausführlich beschrieben.

## 6 VALIDIERUNGSVERSUCH

### 6.1 Beschreibung des Versuchsaufbaus

#### 6.1.1 Allgemeines

Da in den dokumentierten Brandversuchen nicht immer alle Daten (gemittelte / maximale Temperaturen, Energiefreisetzungsrate, Abbrandrate, genaue Lage der Öffnungen, thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile) zur Verfügung standen, erschien es unerlässlich mit eigenen Experimenten die Validierung der Realbrandkurven abzurunden. Aufgrund knapper Forschungsmittel war jedoch nur ein Versuch zu realisieren. In diesem Versuch sollte daher ein möglichst reelles Szenario eines Bürobrandes untersucht werden, bei dem eine reale Büroeinrichtung verbrannt wurde, der komplett vermessen (Temperaturen, Energiefreisetzungsrate, Abbrandrate, ...) und gut dokumentiert (Fotos, Videofilm, Bericht) werden sollte. Um zusätzlich die thermischen Einwirkungen des realen Brandes auf die Konstruktion zu untersuchen, wurden im Brandraum mehrere Stahlprobekörper mit unterschiedlichen Bekleidungen vorgesehen und deren Temperaturen aufgezeichnet. Eine Stahlstütze (DSB-geschützt) wurde belastet und die Verformung gemessen. Als Brandlast dienten im wesentlichen wenige Monate zuvor vom Institut ausgesonderte Büromöbel aus den siebziger Jahren. Da als Szenario ein sich fortentwickelter Brand in einem Büroraum ohne Beeinflussung durch Löschmaßnahmen untersucht werden sollte, wurde der im iBMB vorhandene Versuchsstand „OSKAR“ gewählt, der zum einen eine für einen Büroraum realistische Grundfläche (3,60 m \* 3,60 m) hat und bei dem zum anderen Umfassungsbauteile, Deckeneinrichtung und Belastungseinrichtung für die zu belastende Stütze vorhanden sind, so dass keine größeren Auf- und Umbauten erfolgen mussten.

Eine detaillierte Beschreibung des Validierungsversuches hinsichtlich der verwendeten Messeinrichtungen, des Versuchsablaufes, der Versuchsergebnisse und der Versuchsauswertung befindet sich im Versuchsbericht [ZEH02.4], der diesem Abschlussbericht beigeheftet ist. Im Folgenden werden in Kurzform die wesentlichen Erkenntnisse des Validierungsversuches dargestellt.

#### 6.1.2 Versuchsstand

Für den Validierungsversuch wurde der Versuchsstand so umgebaut, dass die lichte Höhe von 2,60 m zwischen Versuchsstanddecke und den Wiegebühnen am Boden des Versuchsstandes betrug (Bild 26).



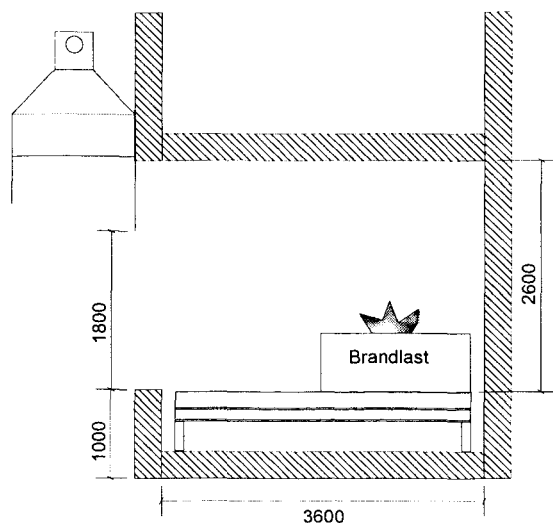


Bild 26 Brandraum mit Abzugshaube Versuchsstand „Oskar“

Um den Abbrand zu bestimmen, standen sämtliche Brandlasten auf einer auf drei Wägezellen gelagerten Wiegebühne, so dass der Gewichtsverlust bestimmt werden konnte (Bild 29).

Für den Versuch war nur eine Öffnung im Brandraum mit einer Breite von  $b_w = 0,70$  m vorgesehen. Die Höhe der Öffnung betrug lediglich  $h_w = 1,8$  m. Mit dieser Öffnung sollte die durch den Brand frei gesetzte Energie auf 2 MW begrenzt werden, um die Rauchgasreinigungsanlage nicht überzubelasten.

Die infolge des Brandes aus der Öffnung tretenden Heißgase wurden unter einer Abzugshaube aufgefangen und abgesaugt (Bild 26). Im Abzugskanal befand sich eine Messstrecke, mit der der Sauerstoff-, Kohlendioxid- und Kohlenmonoxidgehalt im Abgasstrom erfasst wurden. Nach dem Prinzip der Sauerstoffverbrauchsmethode (Sauerstoffkalometrie) konnte die Energiefreisetzungsrate bestimmt werden.

Im Deckenbereich war eine Abzugseinrichtung vorhanden, mit der im Bedarfsfall zusätzlich Heißluft maschinell aus dem Brandraum abgesaugt werden konnte.

### 6.1.3 Brandlasten

Um möglichst realistische Verhältnisse wiederzugeben, musste die Brandlast in Menge, Art, Zusammensetzung, Aufbau und Verteilung derjenigen eines gewöhnlichen Büros entsprechen (Bild 27).

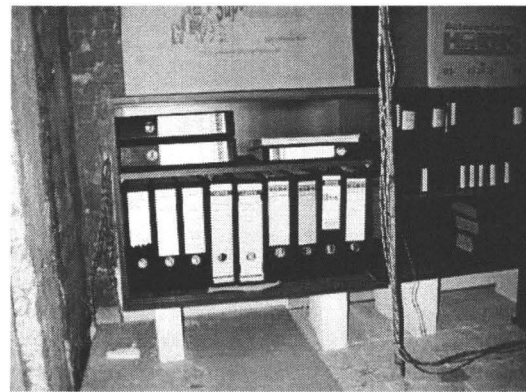
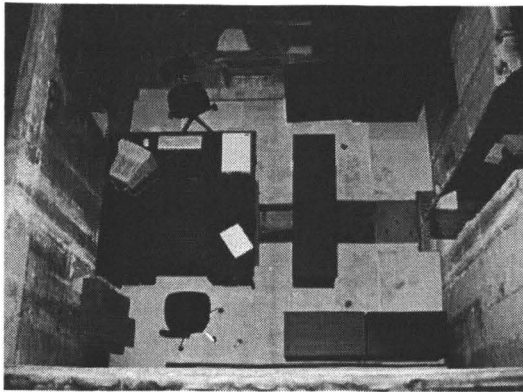


Bild 27 Blick in den Versuchsstand mit Büro-Brandlasten

Im Versuchsbericht [ZEH02.4] sind die wesentlichen Angaben für die Mobiliarbrandlasten und die beweglichen Brandlasten (Papier, Akten, Bücher, EDV) zusammenfassend dargestellt. Die Mobiliar-Brandlast setzte sich aus zwei Schreibtischen, sechs Regalen mit Einlageböden und drei Schreibtischstühlen zusammen. Die gemittelte effektive Verbrennungswärme der Möbel betrug  $h_{\text{eff,M}} = 12,19 \text{ MJ/kg}$ . Die gemittelte effektive Verbrennungswärme der beweglichen Brandlasten betrug  $h_{\text{eff,b}} = 13,43 \text{ MJ/kg}$ . Insgesamt ergab sich eine Brandlast von  $6064,12 \text{ MJ}$  mit einer gemittelten effektiven Verbrennungswärme  $h_{\text{eff,ges}} = 12,81 \text{ MJ/kg}$ . Bei einer Grundfläche von  $12,96 \text{ m}^2$  errechnete sich eine Brandlastdichte von  $q = 468 \text{ MJ/m}^2$ . Diese Brandlastdichte liegt in einer repräsentativen Größenordnung, denn nach [SCL99] liegt der Mittelwert für Bürobrandlasten bei  $420 \text{ MJ/m}^2$ , die 80%-Fraktile bei  $511 \text{ MJ/m}^2$ . Der Aufbau der Brandlasten und die Verteilung im Raum sind in Bild 27 und Bild 28 dargestellt. Die Zündung erfolgte unter Schreibtisch 2 (SBT 2).

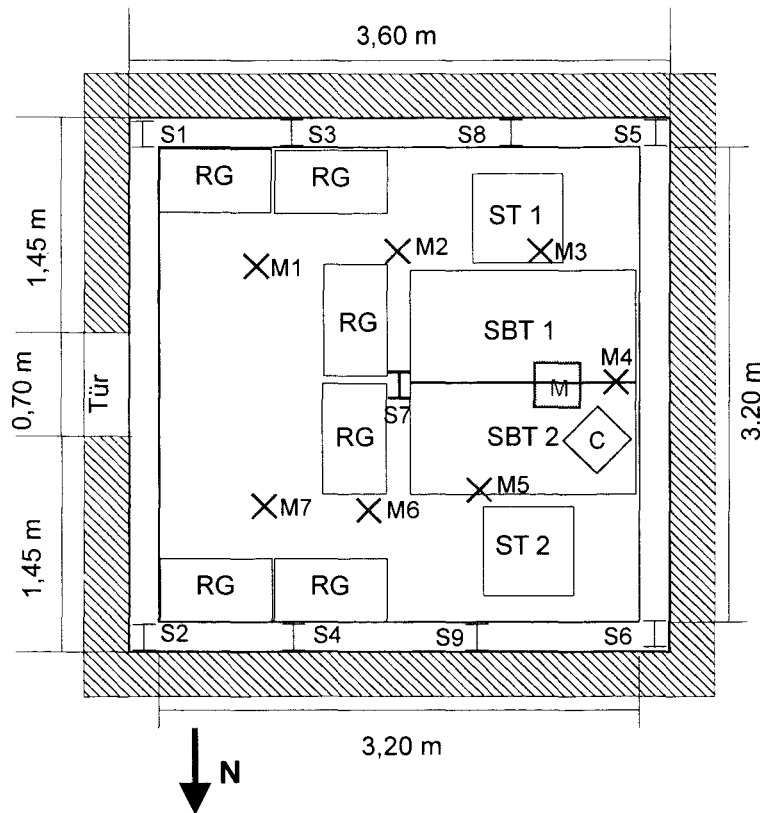


Bild 28 Anordnung der Brandlasten, der Probekörper S1-S9 und der Messstangen M1-M7 für die Brandraumtemperatur im Versuchsstand

#### 6.1.4 Probekörper

Für die Untersuchung der thermischen Einwirkungen des realen Brandes auf die Konstruktion wurden an zwei Seiten des Brandraumes mehrere bekleidete und unbekleidete Stahlstützenstummel außerhalb der Wiegebühnen aufgestellt. Die Probekörper wurden dankenswerterweise von den Firmen Goldbeck Stahlbau aus Bielefeld, svt Brandschutz aus Seevetal bei Hamburg und Salzgitter AG aus Peine zur Verfügung gestellt.

Anordnung, Bekleidung, Massigkeit und Profil der Probekörper können Tabelle 5 entnommen werden.

Tabelle 5 Überblick über Stahl-Probekörper

Probekörper	Länge [m]	Profil	Massigkeit [1/m]		Bekleidung	Stärke der Bekleidung [mm]	FW-Klasse
			4 s	3 s			
S1	2,0	HEA 140	174	129	GKF	12,5	F30
S2	2,0	HEM 140	76	58	GKF	12,5	F30
S3	2,0	HEA 140	174	129	VERMITECTA	20,0	F60
S4	2,0	HEM 140	76	58	VERMITECTA	20,0	F90
S5	2,0	HEA 140	253	235	unbekleidet	-	F0
S6	2,0	HEM 140	106	91	unbekleidet	-	F0
S7	3,60	HEM 220	89	63	DSB	1,5	F60
S8	1,0	HEA 140	253	235	DSB	1,7	F60
S9	1,0	HEM 140	106	91	DSB	1,3	F60

6.2 Beschreibung der Messeinrichtungen

6.2.1 Temperaturmessungen

Für die Messung der Temperatur im Brandraum wurden insgesamt 34 Ni-CrNi-Thermoelemente an sieben Messstangen (M1-M7) von der Decke abgehängt (Bild 28). An den Messstangen wurden jeweils fünf Thermoelemente befestigt. Eine Ausnahme bildete die über dem Schreibtisch angeordnete kürzere Messstange M4, auf welcher nur vier Thermoelemente befestigt waren.

An den Probekörpern waren insgesamt 144 Thermoelemente in mehreren Schnitten über der Höhe an Flansch und Steg montiert [ZEH02.4].

Über dem Schreibtisch war in die Brandraumdecke eine m-Faktor-Platte (DIN 18230-2) so eingehängt, dass die Oberseite der Platte bündig an der Deckenunterseite abschloss. Der Wärmefluss in der Platte wurde mit vier Thermoelementen gemessen. Mit Hilfe der m-Faktor-Platte sollte die äquivalente Branddauer des natürlichen Brandes des Versuches bestimmt werden.

6.2.2 Abbrandwaage und Sauerstoffkalometrie

Für die Bestimmung der Abbrandrate zur Ermittlung des Gewichtsverlustes der Brandlasten waren diese komplett auf Wiegebühnen gelagert, die wiederum auf drei Wägezellen (Kraftmessdosen) lasteten, mit denen der Gewichtsverlust aufgezeichnet wurde (Bild 29).

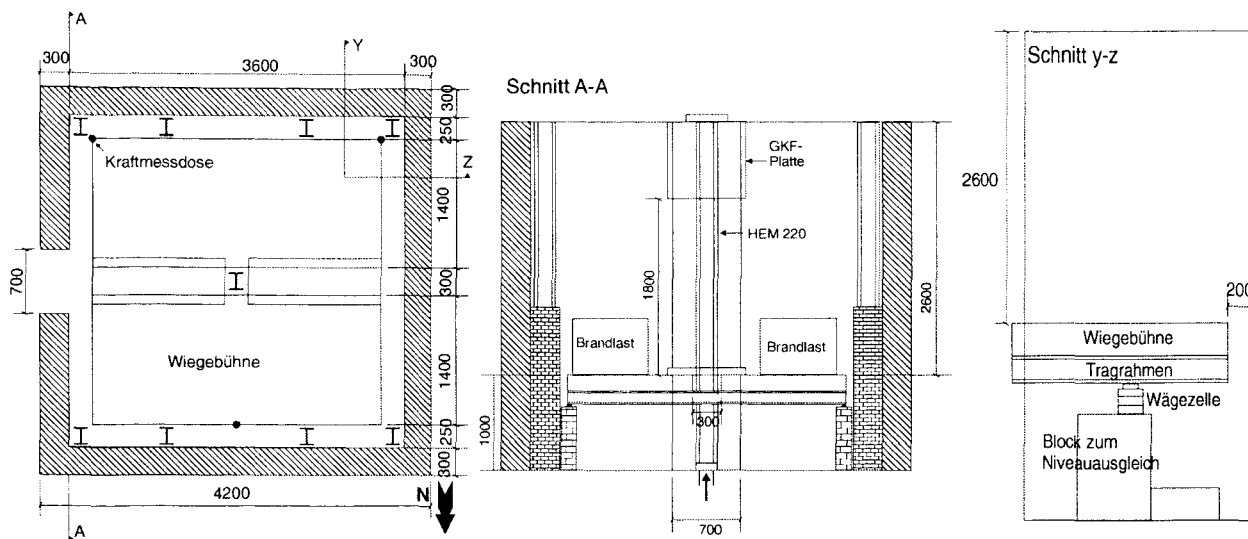


Bild 29 Lage und Aufbau der Wiegebühne

Mit Hilfe der Sauerstoffkalometrie lässt sich unter Ausnutzung des Prinzips, dass die Energiefreisetzung bei der Verbrennung eines Stoffes proportional zur verbrauchten Sauerstoffmenge ist, die Energiefreisetzung bestimmen. Die entsprechende Messung wird im Rauchgasstrom vorgenommen. Um die gesamte Energiefreisetzung zu erfassen, müssen daher alle Verbrennungsgase in der Abzugshaube aufgefangen werden.

### 6.2.3 Druck und Geschwindigkeitsprofil in der Öffnung

Für die Bestimmung des Druck- und Geschwindigkeitsprofils der aus dem Brandraum strömenden Heißgase und der in den Brandraum strömenden Kaltluft wurden vor der Öffnung sogenannte „bidirectional probes“ (Bidis) eingesetzt (Versuchsbericht [ZEH02.4]).

### 6.2.4 Verformungsmessung am belasteten Probekörper

Zur Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens einer mechanisch belasteten Stütze bei einem natürlichen Brand sollten die vertikale Verformung (Längung) der Stütze (S7) und die horizontale Verformung in Stützenmitte gemessen werden. Die nach Eulerfall 3 gelagerte Stütze wurde entsprechend den Vorgaben von [DIN84] belastet.

Die mechanische Belastung wurde über eine hydraulische Presse aufgegeben und über die Versuchsdauer konstant gehalten (kraftgesteuert). Der Weg der Presse wurde aufgezeichnet, so dass die aus der thermischen Ausdehnung resultierende vertikale Verformung erfasst wurde. Aufgrund der direkt nach der Zündung des Brandes einsetzenden Verrauchung herrschten sehr

beschränkte Sichtverhältnisse, die sich auch im weiteren Verlauf des Brandes nicht änderten, so dass die horizontale Verformung der Stütze nicht gemessen werden konnte.

### 6.3 Beschreibung des Versuchsablaufs

Für die Zündung des Brandes war eine kleine Stahlwanne gefüllt mit 1 l Spiritus unter Schreibtisch 2 (SBT 2) platziert worden. Das Szenario sollte einen durch eine glühende Zigarette ausgelösten Papierkorbbrand simulieren. Der Brand breitete sich nach der Zündung relativ schnell auf die angrenzenden Möbel aus. Als Sturz der Brandraumöffnung diente eine GKF-Platte (Bild 29), die aufgrund der enormen Hitzeeinwirkung ca. 15 Minuten nach Versuchsbeginn versagte. Infolge der nun auf 0,7 m \* 2,6 m vergrößerten Öffnung wurde der Brand zusätzlich stimuliert und die freigesetzte Energie stieg an. Da die Raugasreinigungsanlage aufgrund der erhöhten Energiefreisetzungsrate ( $> 2$  MW) nicht mehr in der Lage war die gesamten ausströmenden Rauchgase zu erfassen, wurde die Abzugshaube unterlaufen, so dass Rauchgase in die Versuchshalle gelangten. Die durch die Messstrecke im Abgaskanal über die Sauerstoffkalometrie ermittelte Energiefreisetzungsrate erfasste nun nicht mehr die gesamten austretenden Rauchgase. Für den weiteren Versuchsablauf konnte die Energiefreisetzung somit nur über die mittels der Wiegebühnen bestimmte Abbrandrate abgeschätzt werden.

Nach 23 Minuten wurde der sich in der Decke befindene Abzugskanal „Fuchs“ aufgeschiebert und zusätzlich Heißluft maschinell mit ca. 15000 m<sup>3</sup>/h aus dem Brandraum abgesogen. Nach kurzer Zeit sank die Menge des in die Versuchshalle strömenden Rauchgases, auch weil der Brand nach 22:04 Minuten seinen Zenit erreicht hatte und nachließ. Nach ca. 26:00 Minuten glühten nur noch Reste der Papier- und Aktenbrandlasten, die Möbel waren weitestgehend verbrannt. Nach ca. 45 Minuten war keine klare Rauchgasschicht mehr zu erkennen.

Die mit Dämmschichtbildnern geschützten Probekörper schäumten während des Versuches infolge der Erwärmung auf (Bild 30).



Bild 30 DSB-geschützte Stütze während und nach dem Brand (aufgeschäumt)

## 6.4 Versuchsergebnisse

### 6.4.1 Abbrandrate

Mit Hilfe der in Abschnitt 6.2.2 beschriebenen Abbrandwaage, auf der sich alle brennbaren Gegenstände des Versuches befanden, konnte der Massenverlust über den Versuchszeitraum gemessen werden. Die Gesamtmasse inklusive nicht brennbarer Bestandteile wie z. B. Stahlgestelle der Büromöbel betrug zu Versuchsbeginn 1760 kg, zum Versuchsende nach 104 Minuten 1320 kg. Der Abbrand (Gesamtmassenverlust) hatte sich zu diesem Zeitpunkt somit auf 440 kg summiert, das entspricht etwa einer Brandlast von 5636,4 MJ, wenn man die gemittelte effektive Verbrennungswärme  $h_{\text{eff,ges}} = 12,81 \text{ MJ/kg}$  zugrunde legt (Abschnitt 6.1.3). Von der gesamten Brandlast von 6064,12 MJ waren fast 93% verbraucht.

Die Abbrandrate ermittelt sich aus dem Massenverlust pro Zeit (Bild 31). Sie hat keinen monotonen Verlauf, es existieren eine Reihe lokaler Minima und Maxima. Da der natürliche Brand kein homogener Prozess ist, verläuft der Abbrand der Brandlasten (Möbel, Papiere, Akten) mit unterschiedlicher Geschwindigkeit.

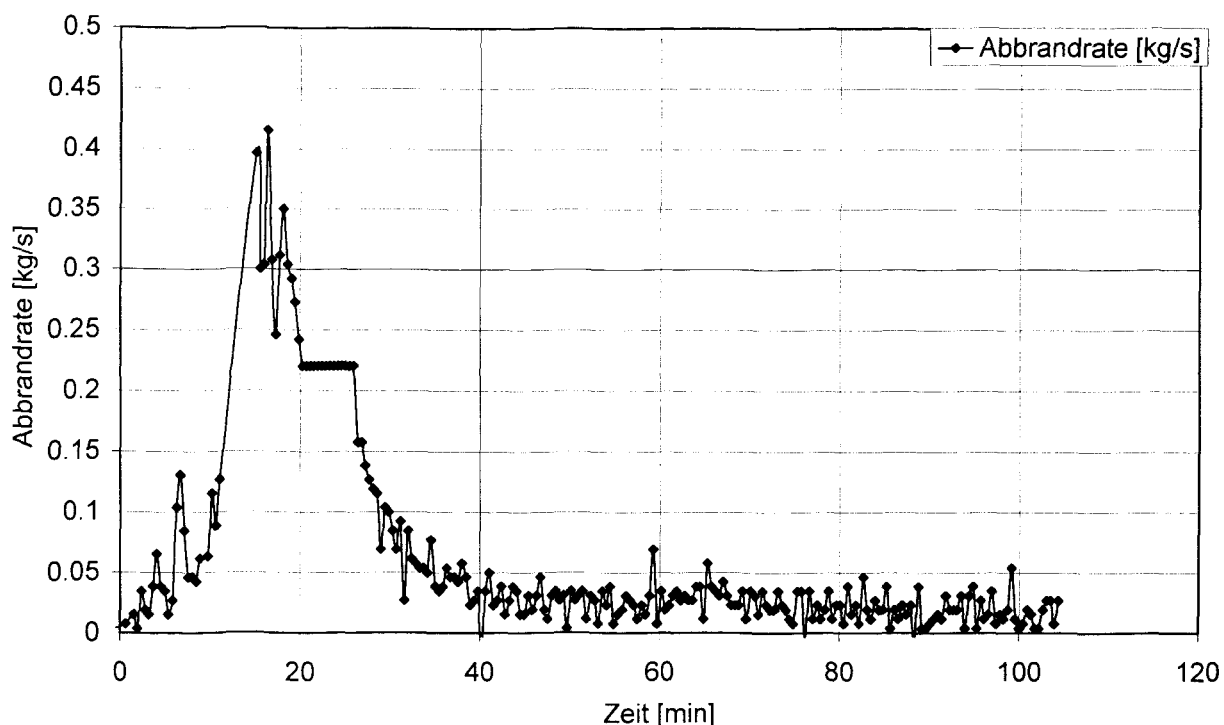


Bild 31 Gemessene Abbrandrate (aus Massenverlust pro Zeit bestimmt)

#### 6.4.2 Energiefreisetzungsrate

Die infolge des natürlichen Brandes freigesetzte Energie wurde mit Hilfe von zwei Methoden bestimmt. Die Bestimmung der Energiefreisetzungsrate unter Ausnutzung des Prinzips der Sauerstoffkalometrie funktionierte nur bis zu dem Zeitpunkt, solange alle Heißgase in der Abzugshaube aufgefangen werden konnten. In Kenntnis der Abbrandrate lässt sich für brandlastgesteuerte Brände die Energiefreisetzungsrate aus dem Produkt von Abbrandrate und effektiver Verbrennungswärme berechnen.

In Bild 32 ist der auf Grundlage der gemessenen Abbrandrate ermittelte Verlauf der Energiefreisetzungsrate und der mittels Sauerstoffkalometrie bestimmte Verlauf aufgetragen.



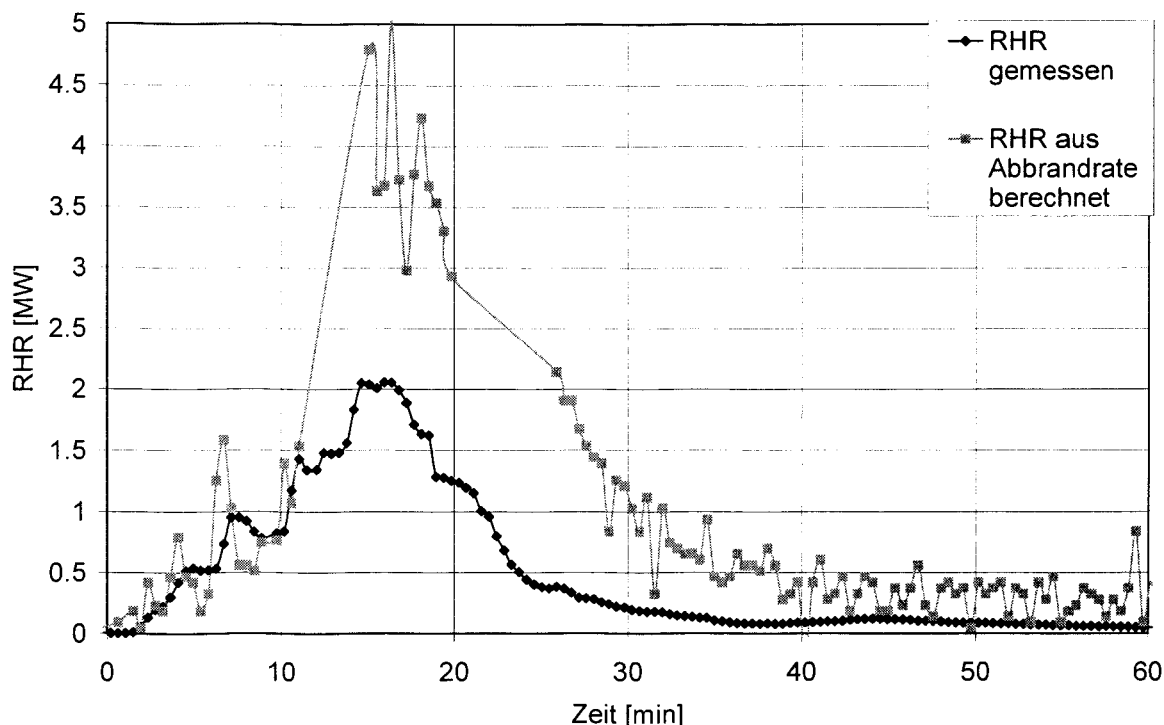


Bild 32 *Energiefreisetzungsrate nach dem Prinzip der Sauerstoffkalometrie im Abgasstrom ermittelt (gemessen) und über die Abbrandrate bestimmt*

Bis ungefähr zur 12. Minute verliefen beide Kurven nahezu deckungsgleich, wobei die aus der Abbrandrate bestimmte Energiefreisetzungsrate größeren Schwankungen unterlag (Bild 31). Nach Einsetzen des Vollbrandes (ca. 15 Minuten) divergierten beide Kurven, die über die Abbrandrate bestimmte Energiefreisetzungsrate lag sehr viel höher, als die mittels Sauerstoffkalometrie im Abgasstrom ermittelte. Für die Betrachtung des weiteren Verlaufs der Energiefreisetzungsrate wurde diese daher aus der Abbrandrate bestimmt. Zwischen 12. und 15. Minute kam es zum Vollbrand. In dieser Phase stieg die Energiefreisetzungsrate nahezu senkrecht auf über 3,5 MW an. Zur 26. Minute war die Energiefreisetzungsrate auf unter 2 MW gesunken, nach 40 Minuten auf unter 0,5 MW.

#### 6.4.3 Brandraumtemperaturen

Die Gastemperatur im Brandraum wurde an insgesamt sieben im Brandraum verteilten Messstangen (Bild 28) mit jeweils fünf Thermoelementen (Ausnahme Messstange M4: vier Elemente) aufgezeichnet. Die Temperaturzeitverläufe der einzelnen Messstellen sind in [ZE02.4] abgedruckt.

Bild 33 zeigt den gemessenen Temperaturzeitverlauf in verschiedenen Ebenen im Brandraum. Für jede der fünf Ebenen (0,3 m – 2,56 m Höhe) wurde eine – sich aus den an den sieben im

Brandraum verteilten Messstangen ergebene - gemittelte Temperatur berechnet. Man kann erkennen, dass mit Ausnahme der sich in der Kaltgasschicht befindenden Ebene bei  $h = 0,3$  m die Temperaturverläufe der Ebenen ähnlich sind. In der Heißgasschicht herrscht nahezu eine gleichförmige Temperaturverteilung. Zusätzlich ist in Bild 33 die „gemessene Heißgastemperaturzeitkurve“ (Temp HG Bidi) dargestellt. Hierfür wurden die gemessenen Temperaturen der an den oberhalb der neutralen Ebene liegenden Thermoelemente gemittelt. Die neutrale Ebene wurde durch Auswertung der Druckanzeige der Bidis bestimmt.

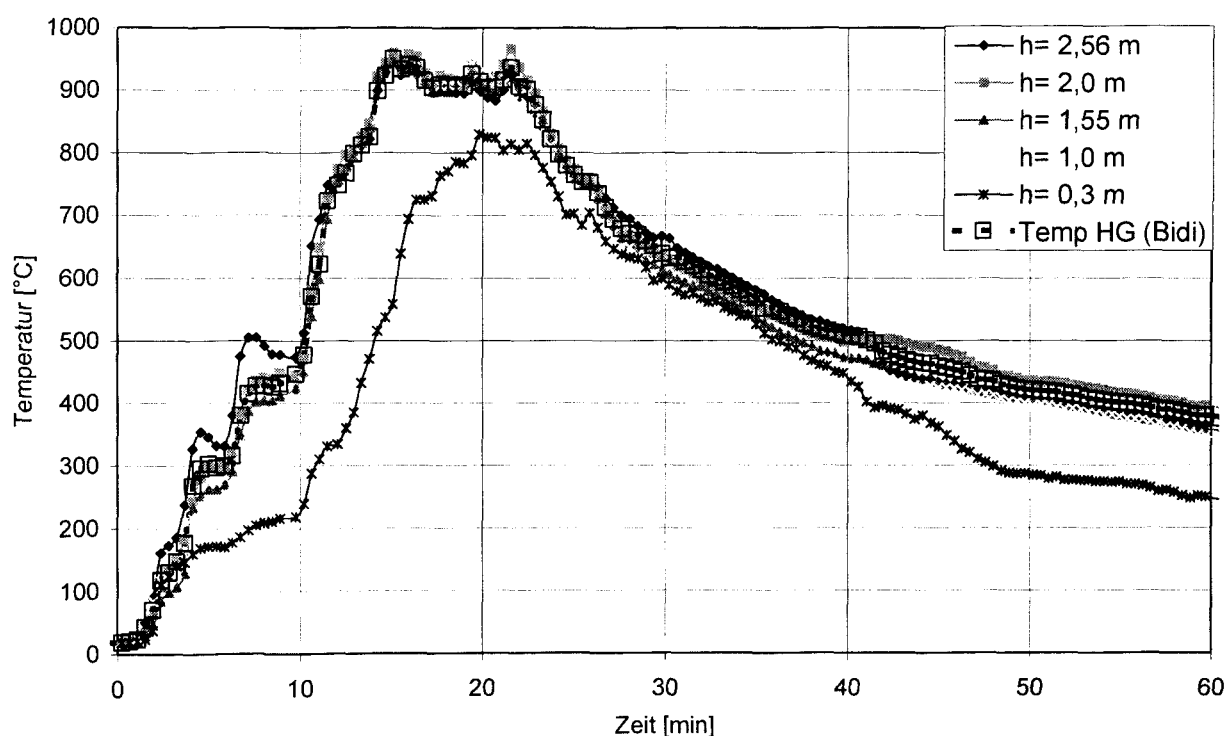


Bild 33 Gemittelte gemessene Temperaturen in verschiedenen Ebenen

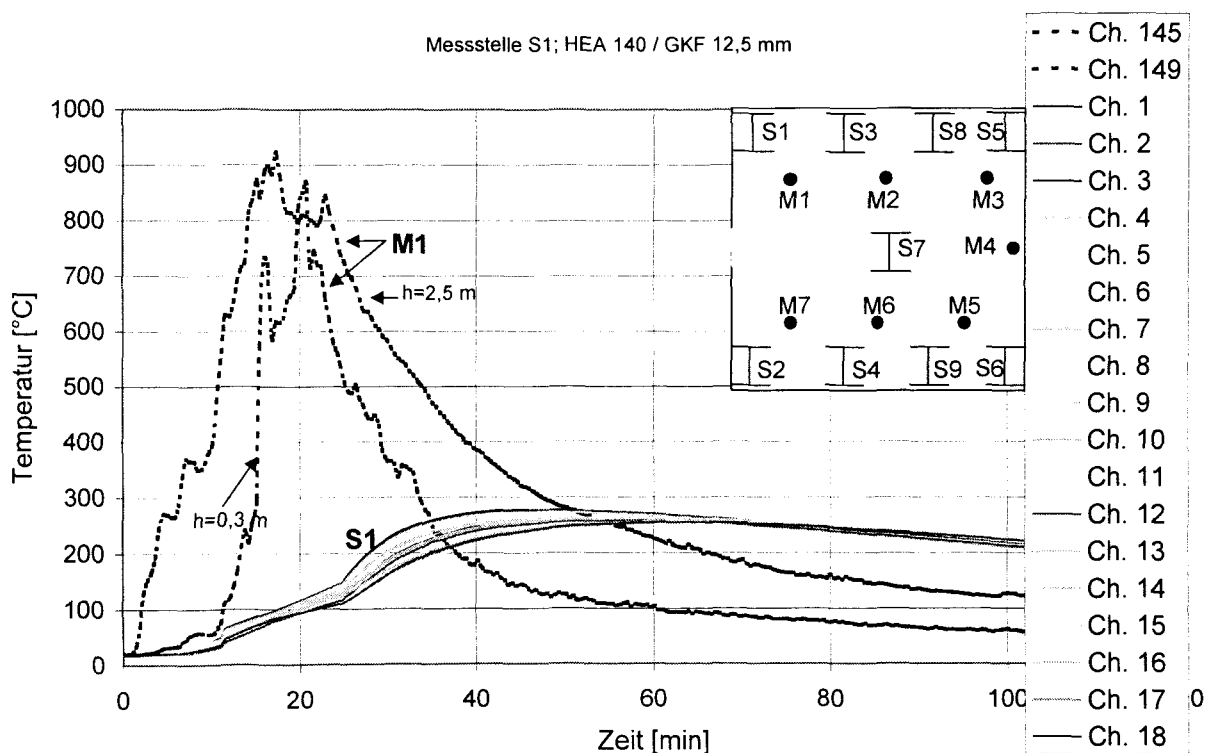
#### 6.4.4 Temperaturen an Probekörpern

Bisher wurden vergleichsweise wenige Versuche durchgeführt, bei denen die Entwicklung der Stahltemperatur bei einem natürlichen Brand untersucht wurde. Daher sollte im Validierungsversuch der Verlauf der Stahltemperatur an Probekörpern unterschiedlicher Bekleidung und Massigkeit gemessen werden, um Anhaltswerte für Vergleichsrechnungen zu erhalten. Diese können als Grundlage für die Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen und Wärmeleiteigenschaften von unbedeckten und bedeckten Stahlbauteilen unter Naturbrandbedingungen dienen.

Im Validierungsversuch wurden insgesamt neun Probekörper zur Bestimmung der Stahltemperatur untersucht (Abschnitt 6.1.4). Die Temperaturen an den Probekörpern wurden durch Ni-CrNi-Thermoelemente aufgezeichnet, deren Perlen an die Stahloberfläche gepunktet wurden.

In Bild 34 wird exemplarisch der Temperaturverlauf des mit 12,5 mm GKF kastenförmig bekleideten Probekörpers S1 (Profil HEA 140) im Vergleich zur gemessenen Umgebungstemperatur der benachbarten Messstange M1 ( $h = 0,30\text{ m}$  und  $h = 2,50\text{ m}$ ) dargestellt. Im Versuchsbericht befinden sich entsprechende Diagramme für die Probekörper S2-S9.

Die Temperaturen an Probekörper S1 beginnen ca. fünf Minuten nach der Zündung zunächst moderat anzusteigen. Der Verlauf der Temperaturen der 18 Messpunkte ist zunächst homogen. Nach 45 Minuten wird an den Thermoelement 7 und 8 (Flansch) mit  $272^\circ\text{C}$  die höchste Temperatur gemessen. Von der 43. Minute bis zur 60. Minute liegt die Temperatur aller Messpunkte des Probekörpers nahezu konstant bei  $270^\circ\text{C}$ , danach sinkt sie ab.



**Bild 34** Gemessener Temperaturzeitverlauf Probekörper S1 im Vergleich zur benachbarten Umgebungstemperatur der Messstelle M1 ( $h = 0,30\text{ m}$  und  $h = 2,50\text{ m}$ )

#### 6.4.5 Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte

In Bild 35 ist der Verlauf der Temperatur an der m-Faktor-Platte und an der sich unmittelbar daneben befindenen Messstange M4 (Messpunkt 160;  $h = 255\text{ m}$ ) dargestellt (Bild 28). Die Temperaturen steigen bis knapp  $250^\circ\text{C}$  an und nähern sich in der Abkühlphase des Brandes ab der 60. Minute sehr stark an. Für die Bestimmung der äquivalenten Branddauer kann auf [BLU03] zurückgegriffen werden, wo der Temperaturzeitverlauf in der m-Faktor-Platte bei ETK-Beanspruchung im selben Brandversuchsstand gemessen wurde. Die äquivalente Branddauer beträgt demnach 36 Minuten [ZEH02.4].

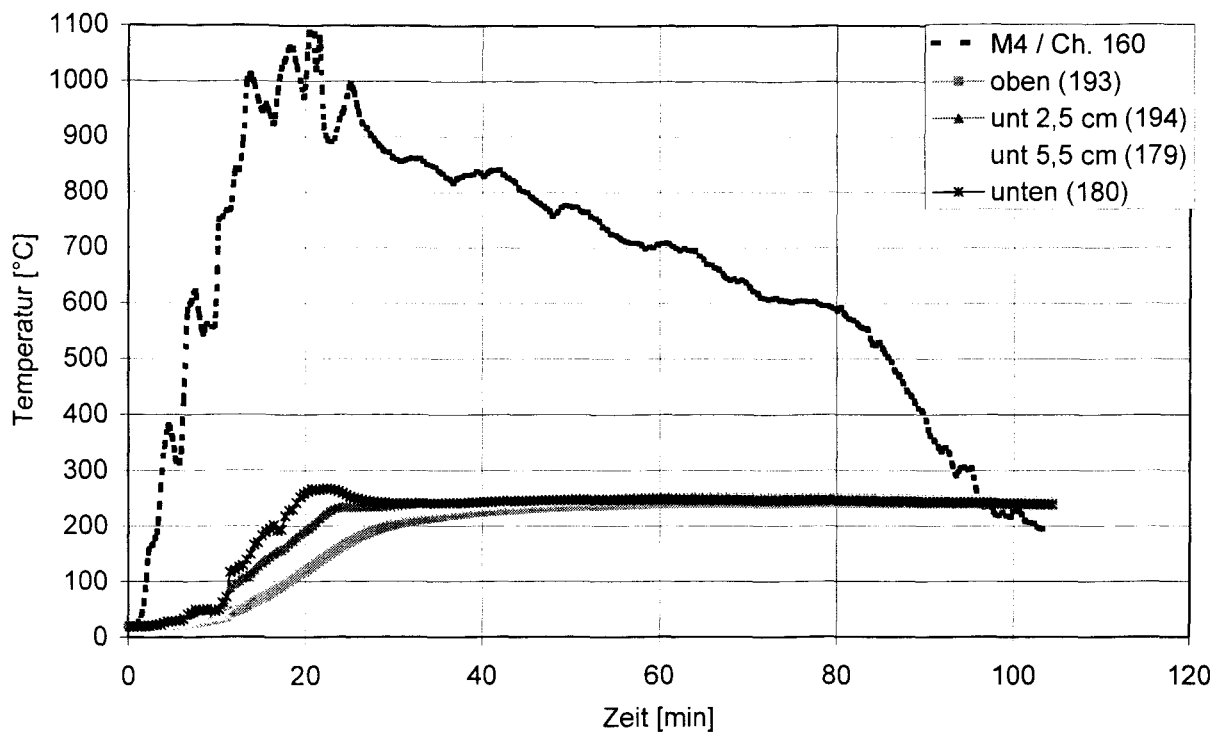


Bild 35 Gemessener Temperaturzeitverlauf in der m-Faktor-Platte und Umgebungstemperatur Messstange M4

#### 6.4.6 Verformung des belasteten Probekörpers

Für die Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens einer Stahlstütze unter Naturbrandbeanspruchung wurde der mittig im Versuchsstand angeordnete Probekörper S7 der Länge  $l = 3,70$  m (Stütze HEM 220 in Stahl S235JRG2 mit DSB-Beschichtung) mechanisch belastet. Die Belastung der Stütze wurde entsprechend [DIN84] vorgenommen. Die Lagerungsbedingungen entsprachen Eulerfall III, die planmäßige Exzentrizität der aufgebrachten Last von  $F = 2200$  kN betrug  $e_0 = 7$  mm, so dass ein Moment  $M_z = 15,40$  kNm um die schwache Achse an der Lasteinleitungsstelle wirkte (Bild 36). Die kritische Temperatur ergab sich nach [EC3-1-2] bei einer Lastausnutzung von  $\mu_0 = 0,91$  zu  $T_{crit} = 453^\circ\text{C}$ .

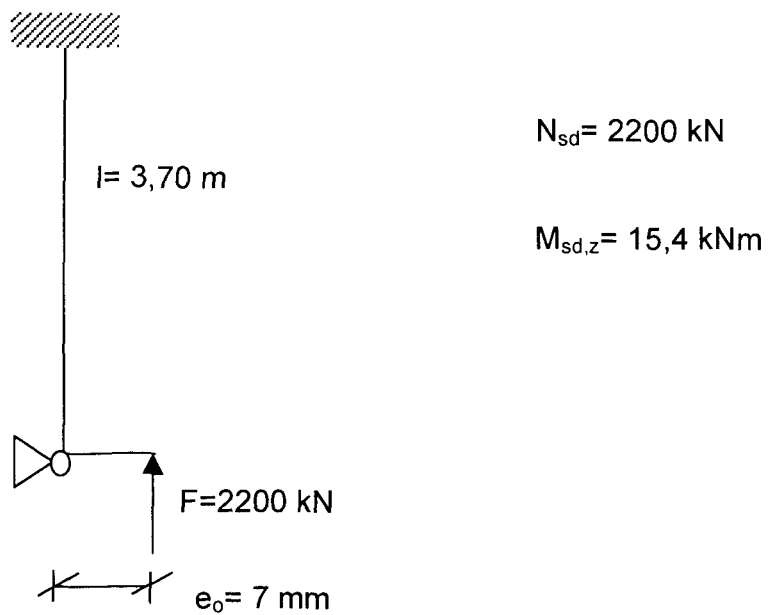


Bild 36 Statisches System belasteter Probekörper S7

In Bild 37 wird die gemessene Vertikalverformung des Probekörpers S7 und die gemittelte Bauteiltemperatur des Probekörpers dargestellt. Die Verformung verläuft affin zur gemittelten Temperatur des Probekörpers. Die vertikale Verformung (Längung) der Stütze steigt bis ungefähr 30 Minuten nach Zündung stark an, verläuft dann annähernd konstant. Nach Erreichen der Maximalverformung von 10,6 mm nach 55 Minuten, geht die vertikale Verformung wieder leicht zurück und beträgt nach 100 Minuten noch 9,9 mm.

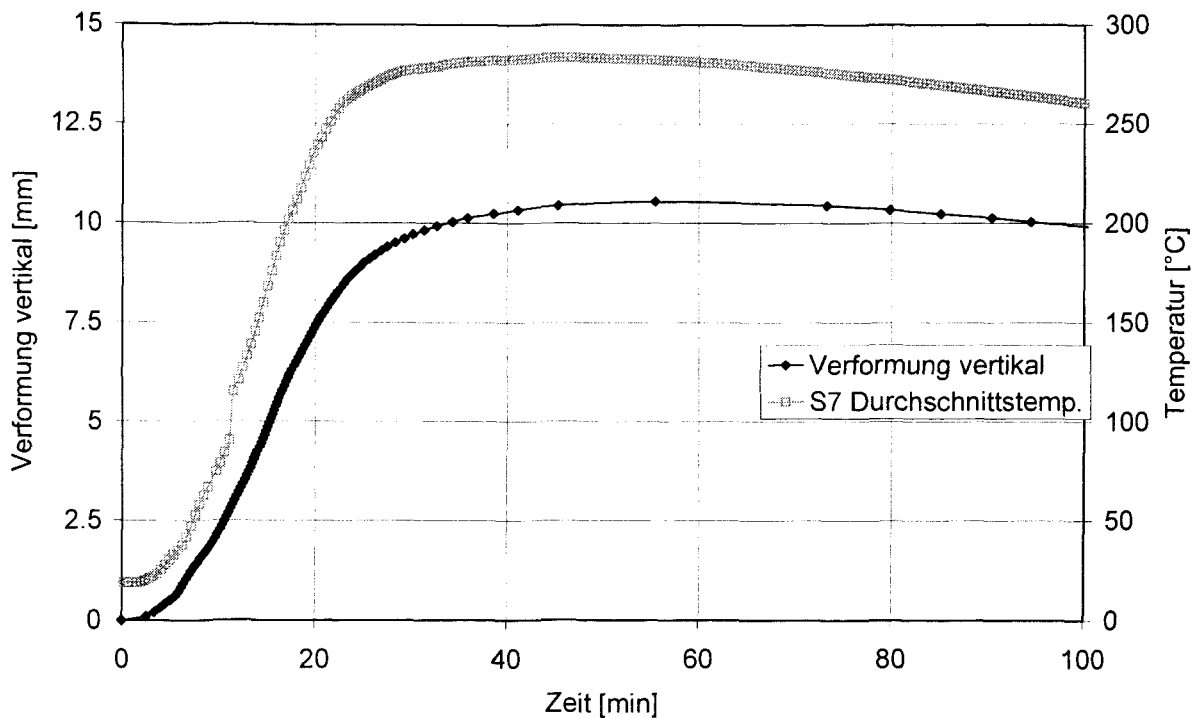


Bild 37 Gemessene vertikale Verformung des Probekörpers S7 und gemessene Bauteiltemperatur (gemittelt) von S7

## 6.5 Versuchsauswertung

### 6.5.1 Energiefreisetzungsrate

Bei der Bestimmung des Verlaufes der Energiefreisetzungsrate nach dem in Abschnitt 3.5.2 und [ZEH02.1] vorgestellten Verfahren werden für die während des Validierungsversuches veränderten Ventilationsbedingungen vier unterschiedliche Varianten untersucht:

Ansatz 1: Öffnungshöhe: 1,80 m; -breite: 0,70 m; mit Türsturz

Ansatz 2: entsprechend Versuchsverlauf bis 15. min Ansatz 1, danach Ansatz 4

Ansatz 3: entsprechend gemessener Energiefreisetzungsrate

Ansatz 4: Öffnungshöhe: 2,60 m; -breite: 0,70 m; ohne Türsturz

Mit den vier Varianten wird der Verlauf der Energiefreisetzungsrate für die planmäßige Öffnung (Ansatz 1), unter Berücksichtigung der sich während des Versuches ändernden Öffnungsgröße (Ansatz 2), der gemessenen Energiefreisetzungsrate (Ansatz 3) und für die maximale Öffnung (Ansatz 4) untersucht. Ansatz 1 unterschätzt die tatsächliche Brandwirkung, Ansatz 2 gibt eine gute Näherung des tatsächlichen Verlaufes der Energiefreisetzungsrate von Ansatz 3 wieder, Ansatz 4 liegt auf der sicheren Seite. Bezüglich des Anstiegs der Energiefreisetzungsrate und

ihres Maximums ist als Rechenfunktion der Ansatz 2, der die Variation der Öffnung berücksichtigt, am geeignetsten (Bild 38).

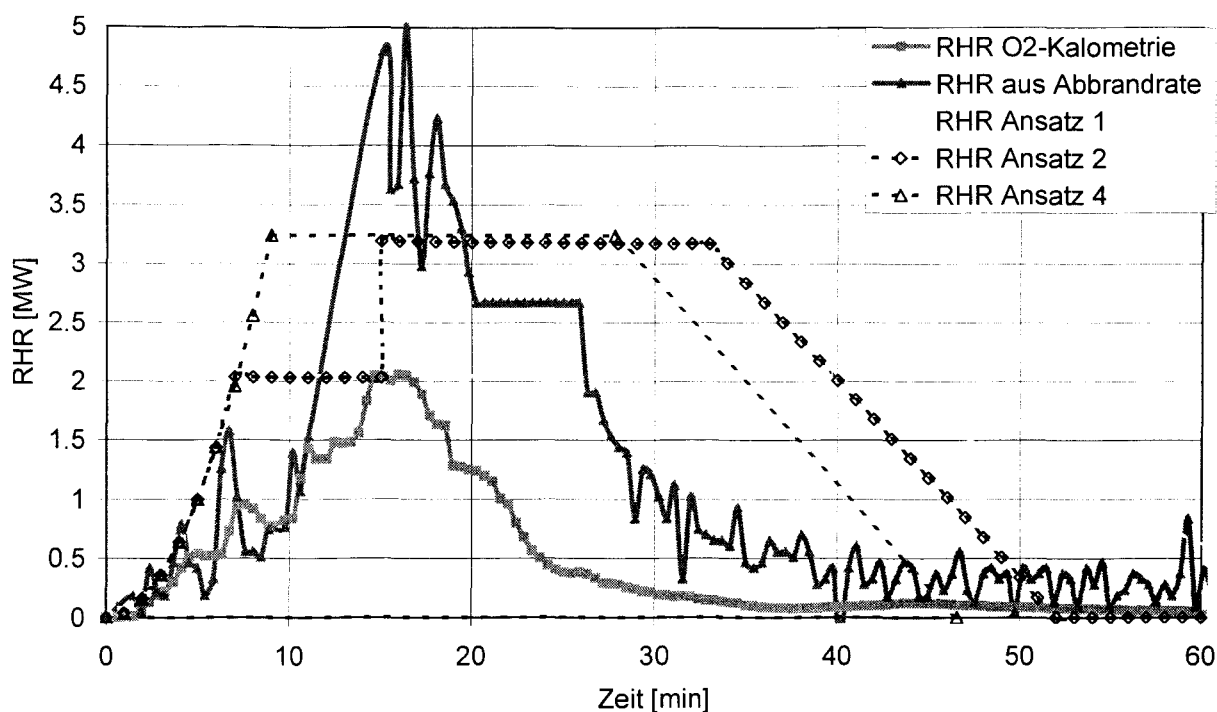


Bild 38 Vergleich der experimentell bestimmten Energiefreisetzungsrate (Ansatz 3) mit den Ansätzen 1, 2 und 4

Im Folgenden wird exemplarisch die Berechnung der Energiefreisetzungsrate nach Ansatz 1 dargestellt. Bei Ansatz 2 wird nach 15 Minuten ein vertikaler Anstieg der Energiefreisetzungsrate auf das nach Ansatz 4 berechnete Maximum angenommen. Ansatz 4 funktioniert analog Ansatz 1 mit veränderter Öffnung.

Eingangsgrößen für Ansatz 1:

Abmessungen	$H = 2,60 \text{ m}; A_f = 12,96 \text{ m}^2$
Öffnungen	$A_w = 1,26 \text{ m}^2; h_w = 1,80 \text{ m}$
Wärmeeindringzahl	$b = 1500 \text{ J}/(\text{m}^2 \text{s}^{0.5} \text{K})$
Brandlastdichte	$q = 468 \text{ MJ}/\text{m}^2$

Aus den Eingangsgrößen ergibt sich:

Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 1,69 \text{ m}^{3/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 62,1 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q = 468 \text{ MJ}/\text{m}^2$	$Q_{468} = 6065 \text{ MJ}$

$$(18) \quad \dot{Q}_{\max} = \min(\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \min(1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_t) = \min(2,04; 3,24)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,v} = 2,04 \text{ MW}$$

$$(19) \quad t_1 = \sqrt{(t_g^2 \cdot \dot{Q}_{\max})} = \sqrt{(300^2 \cdot 2,04)} = 428 \text{ s} \approx 7 \text{ min}$$

$$(20) \quad Q_1 = 1/t_g^2 \cdot \frac{t_1^3}{3} = 1/300^2 \cdot \frac{428^3}{3} = 290 \text{ MJ}$$

$$(21) \quad Q_2 = 0,7 \cdot Q - Q_1 = 0,7 \cdot 6065 - 290 = 3955,5 \text{ MJ}$$

$$(22) \quad \Delta t_2 = Q_2 / \dot{Q}_{\max} = 3955 / 2,04 = 1939 \text{ s} \Rightarrow t_2 = 2367 \text{ s} \approx 39 \text{ min}$$

$$(23) \quad Q_3 = 0,3 \cdot Q = 0,3 \cdot 6065 = 1820 \text{ MJ}$$

$$(24) \quad \Delta t_3 = 2 \cdot Q_3 / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 1820 / 2,04 = 1784 \text{ s} \Rightarrow t_3 = 4151 \text{ s} \approx 69 \text{ min}$$

## 6.5.2 Brandraumtemperaturen

### 6.5.2.1 Allgemeines

Der im Brandraum gemessene Temperaturzeitverlauf soll mit verschiedenen Verfahren rechnerisch nachvollzogen werden:

- Simulation mit dem CFD-Modell FdS [FDS2]
- Simulation mit dem Zonenmodell CFAST [NIST92]
- Simulation mit dem Zonenmodell OZONE [CAD01]
- Realbrandkurven [ZEH02.1]
- vereinfachte Verfahren ([prEC1-2-2], [BAR02], [FEA02], [ZHO00])

Die gemessenen Temperaturen werden zunächst mit den Rechenergebnissen der jeweiligen Verfahren verglichen, um die Genauigkeit der Verfahren im Vergleich zur Messung zu bewerten. Anschließend werden die Rechenergebnisse der verschiedenen Verfahren untereinander verglichen. Ziel dieser Vorgehensweise ist die Validierung der Realbrandkurve, die mit hinreichender Genauigkeit die Brandbeanspruchung für tragende Bauteile konservativ beschreiben soll.

### 6.5.2.2 Berechnung mit dem CFD-Modell FdS

Die Berechnung mit dem Computational Fluid Dynamics (CFD) Programm FDS [FDS2] bietet die Möglichkeit, den Brandversuch am exaktesten und detailliertesten zu simulieren. Der Versuchsstand und seine unmittelbare Umgebung wird für die Simulation mit FDS in ein Gitter (grid) mit



$36^3 = 46656$  Zellen unterteilt. Für den Quellterm wird eine aus der gemessenen Abbrandrate ermittelte Energiefreisetzungsrate Verlauf vorgegeben. Das Versagen des Türsturzes nach 15 Minuten und die Zuschaltung der maschinellen Abluft („Fuchs“) nach 23 Minuten wird in der Berechnung berücksichtigt.

In Bild 39 wird die Temperaturverteilung in der parallel zur x-Achse liegenden und in der Mitte der Öffnung verlaufenden Ebene nach 600 s dargestellt. Man kann deutlich sehen, wie aus der Öffnung oben heiße Gase austreten.

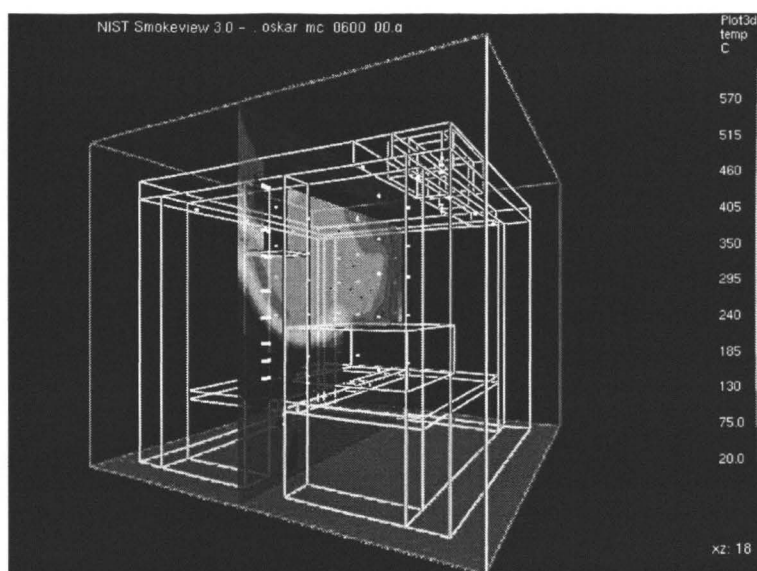


Bild 39 Contourplot der mit [FdS2] berechneten Temperaturverteilung

Die in [ZEH02.4] dargestellten Ergebnisse zeigen, dass mit einer CFD-Berechnung mit [FDS2] bei Zugrundelegung eines ausreichend feinen Gitters und möglichst realitätsnaher Berücksichtigung der Randbedingungen (Quellterm, Umfassungsbauteile, Öffnungen, maschinelle Entlüftung) die Temperaturverteilung recht gut und detailliert berechnet werden kann.

#### 6.5.2.3 Berechnung mit dem Zonenmodell CFAST

Bei dem Modell CFAST [NIST92] handelt es sich um ein Mehrraum-Zonenmodell, welches international stark verbreitet und validiert ist [HOT98], [PEA93]. Die Simulation des Brandversuches mit CFAST [NIST92] wird mit drei unterschiedlichen Ansätzen für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate durchgeführt (Abschnitt 6.5.1).

In Bild 40 sind die auf Grundlage der Ansätze berechneten Heißgastemperaturen im Vergleich zur „gemessenen Heißgastemperatur“ aufgetragen.

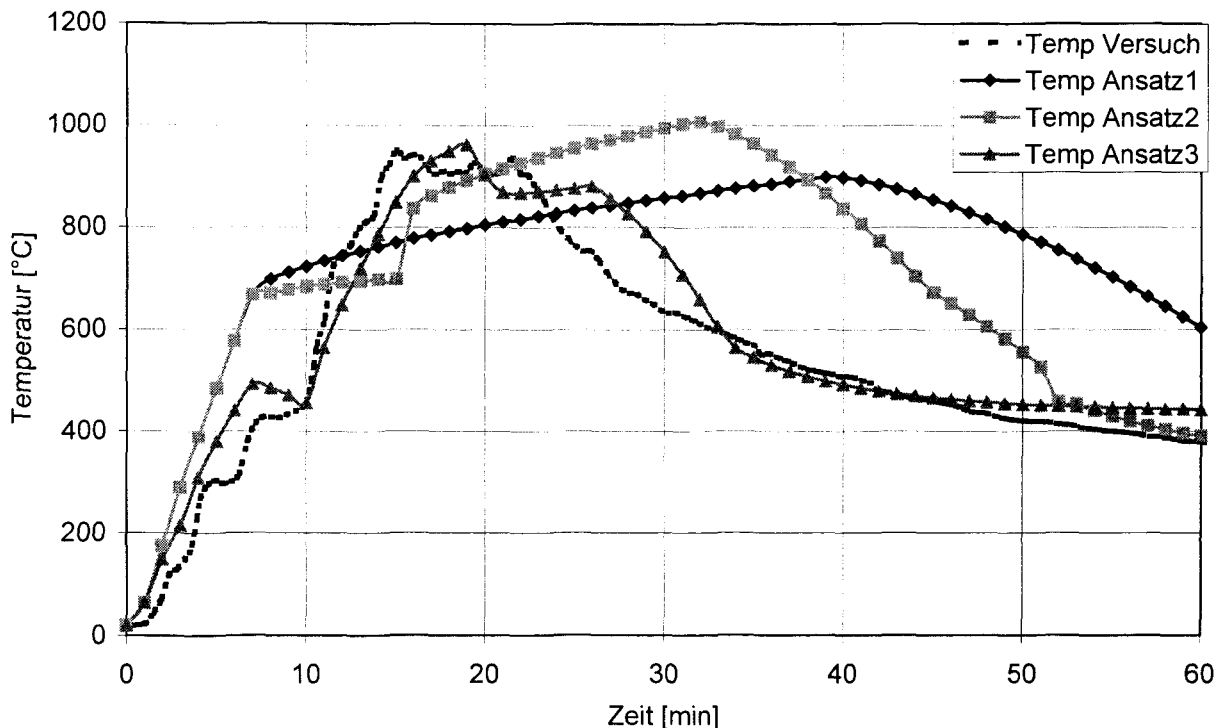


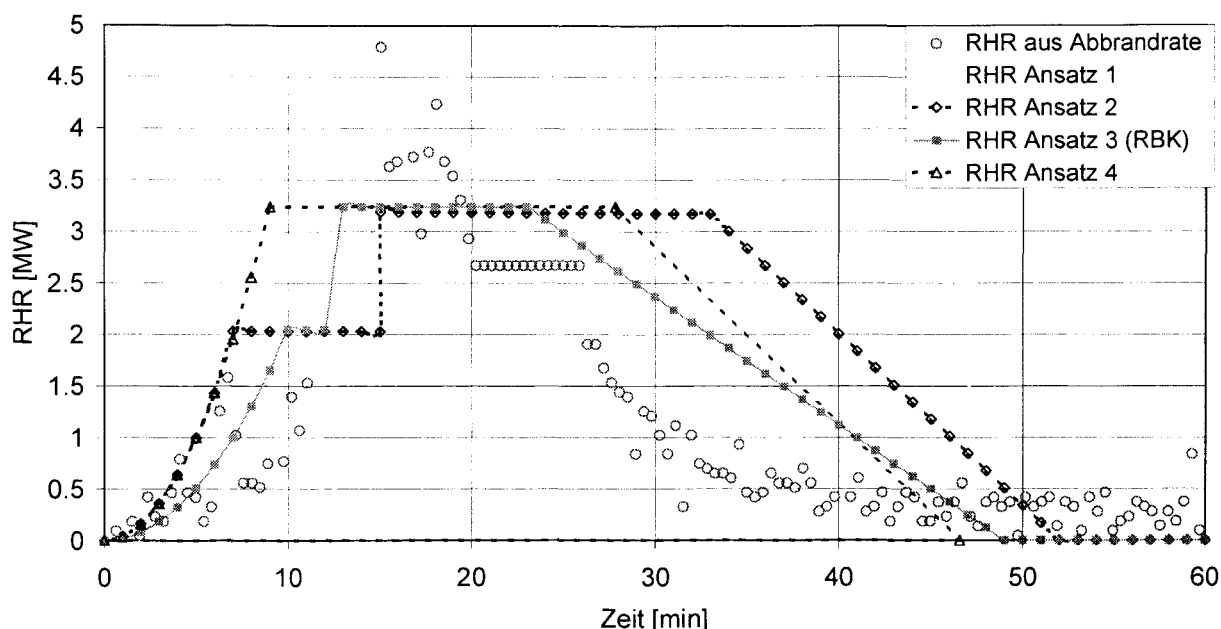
Bild 40 Vergleich der mit den Ansätzen 1-3 mit CFAST berechneten Heißgastemperatur mit der gemessenen Heißgastemperatur

Die mit Ansatz 3 auf Grundlage der gemessenen Energiefreisetzungsrate berechnete Heißgastemperaturzeitkurve ist fast deckungsgleich mit der gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve. Die mit Ansatz 2 berechnete Heißgastemperaturzeitkurve beschreibt bis ungefähr zur 23. Minute den gemessenen Verlauf recht gut. Nach diesem Zeitpunkt wird die gemessene Temperatur überschätzt. Der zu diesem Zeitpunkt einsetzende maschinelle Abzug ist bei der Zonenmodellberechnung nicht berücksichtigt worden. Die mit Ansatz 1 berechnete Heißgastemperaturzeitkurve liefert im Vergleich zu den gemessenen Werten die schlechteste Näherung.

#### 6.5.2.4 Berechnung mit Realbrandkurven

Die Simulation des Brandversuchs wird mit vier Ansätzen für den Verlauf der Energiefreisetzungsrate durchgeführt (Abschnitt 6.5.1). Die Realbrandkurven basieren auf dem in Abschnitt 3.5.2 beschriebenen Ansatz für die Energiefreisetzungsrate mit quadratischem Anstieg in der Brandentwicklungsphase bis zum Maximum, anschließend konstantem Verlauf und linearem Abfall in der Abklingphase. Die im Validierungsversuch gemessene Energiefreisetzungsrate kann näherungsweise für die Berechnung der Realbrandkurve vorgegeben werden, wenn für den quadratischen Anstieg  $t_g = 420$  s angenommen wird, nach 12 Minuten ein Anstieg entspre-

chend der geänderten Öffnungsverhältnisse erfolgt (wie bei Ansatz 2) und nach 23 Minuten eine linear sinkende Energiefreisetzungsrate angenommen wird.



**Bild 41** Verlauf der Energiefreisetzungsrate nach Ansatz 1-4 für die Realbrandkurven im Vergleich zur experimentell aus der Abbrandrate bestimmten Energiefreisetzungsrate

Die auf Grundlage der vier Ansätze für die Energiefreisetzungsrate berechneten Realbrandkurven sind in Bild 42 im Vergleich zur „gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve“ dargestellt. Die mit Ansatz 2 berechnete Realbrandkurve beschreibt bis ungefähr zur 23. Minute den gemessenen Verlauf recht gut. Nach diesem Zeitpunkt wird die gemessene Temperatur überschätzt. Der zu diesem Zeitpunkt einsetzende maschinelle Abzug kann bei der Berechnung der Realbrandkurve nicht berücksichtigt werden. Die mit Ansätzen 1 und 4 berechneten Realbrandkurven liefern im Vergleich zu den gemessenen Werten schlechtere Näherungen. Bei diesen Ansätzen ist weder die Vergrößerung der Brandraumöffnung nach ca. 15 Minuten noch der maschinelle Abzug nach 23 Minuten berücksichtigt (Abschnitt 6.3). Am besten beschreibt die mit dem Ansatz 3 berechnete Realbrandkurve den Temperaturzeitverlauf. Die Abweichung zwischen Realbrandkurve und gemessener Heißgastemperaturzeitkurve ist nur marginal. Das bedeutet, dass sich mit Hilfe der Realbrandkurven bei Vorgabe der Energiefreisetzungsrate entsprechend der gemessenen der Temperaturzeitverlauf in der Heißgasschicht sehr gut beschreiben lässt (vgl. Ansatz 3). Auch mit Ansatz 2, bei dem nur die tatsächlich vorhandenen Öffnungsverhältnisse vorausgesetzt wurden – lässt sich der Temperaturzeitverlauf in der Heißgasschicht leicht auf der sicheren Seite liegend gut beschreiben.

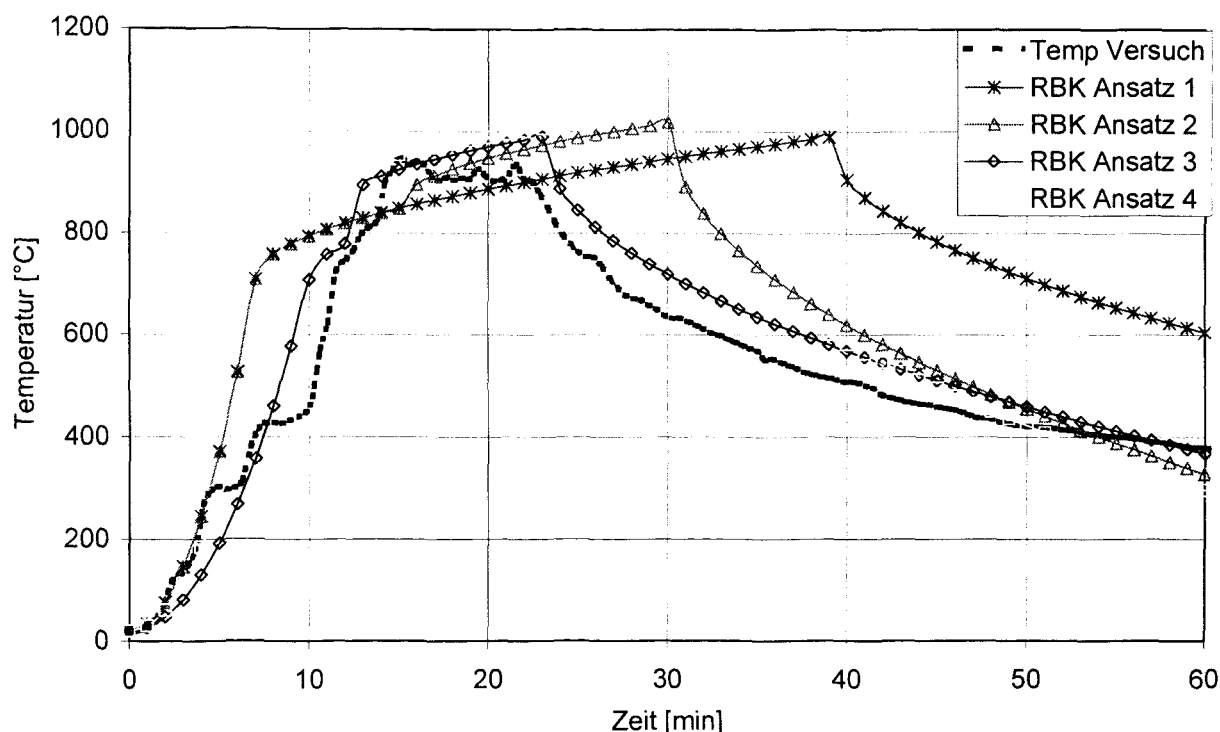


Bild 42 Vergleich der mit den Ansätzen 1, 2 und 4 berechneten Realbrandkurven mit der gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve

#### 6.5.2.5 Berechnung mit vereinfachten Verfahren

In der Literatur existieren eine Vielzahl vereinfachter Verfahren zur Berechnung von Temperaturzeitverläufen natürlicher Brände in kleinen und mittleren Räumen, die in der Regel auf experimenteller Basis fußen. Im Versuchsbericht [ZEH02.4] wird die Berechnung des Temperaturzeitverlaufs mit den Verfahren [prEC1-2-2], [FEA02], [ZHO00] und [BAR02] dargestellt. Mit Ausnahme der parametrischen Temperaturzeitkurven [prEC1-2-2] wird der Temperaturanstieg in der Brandentstehungsphase (Brandentwicklungsgeschwindigkeit) deutlich überschätzt. Die Verfahren [FEA02] und [prEC1-2-2] unterschätzen die Maximaltemperatur deutlich.

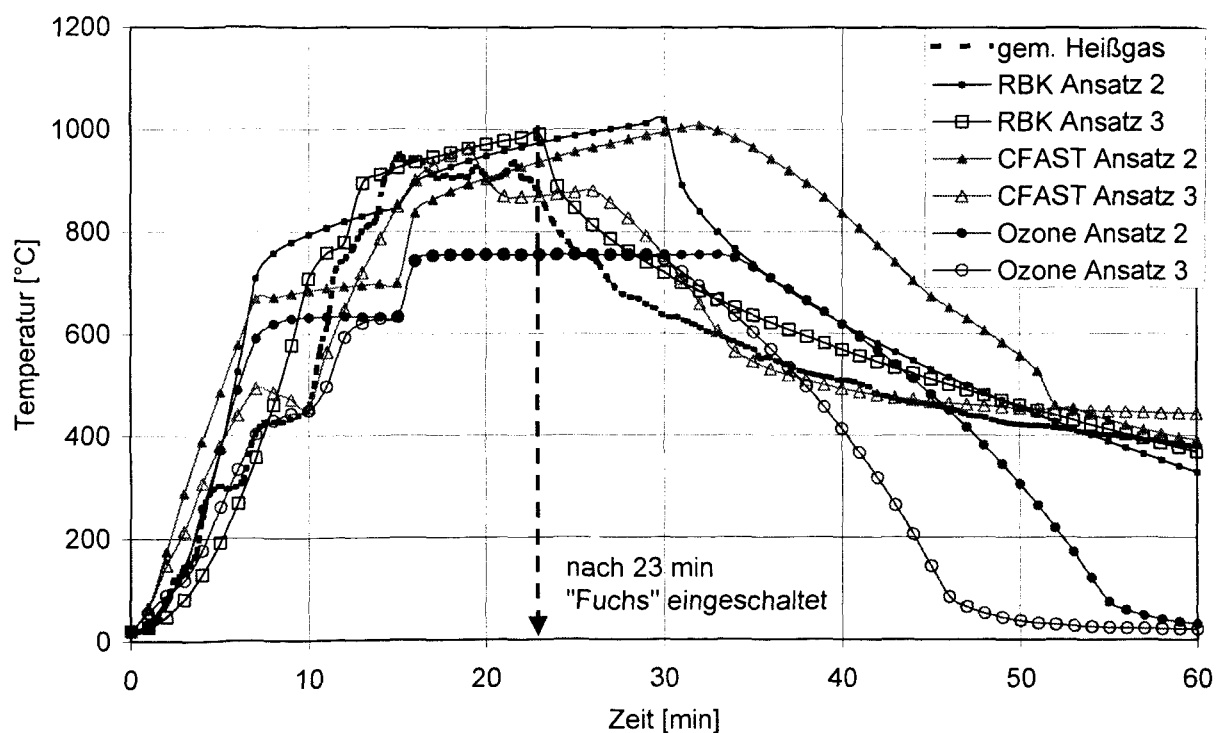
#### 6.5.3 Validierung

Für die Validierung des mittels der Realbrandkurve prognostizierten Temperaturzeitverlauf des Validierungsversuches wird im Folgenden die Realbrandkurve mit der „gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve“ verglichen. Um die Realbrandkurve im Vergleich mit den exakteren Methoden zu bewerten, werden die mit den Zonenmodellen CFAST und OZONE [CAD01] berechneten Temperaturzeitkurven mit einbezogen.

Für die Vergleichsrechnungen werden die beiden Ansätze 2 und 3 für die Energiefreisetzungsrate zugrunde gelegt. Der Vergleich der Verfahren anhand Ansatz 2 ist sinnvoll, weil mit diesem Ansatz die tatsächlichen Randbedingungen (Geometrie der Öffnung) berücksichtigt werden. Hiermit lässt sich eine Aussage über die Eignung des zugrundegelegten Bemessungsfeuers, d. h. den zeitlichen Verlauf des Brandes, machen. Dieser Ansatz würde für die Bemessung maßgeblich sein, für die der Verlauf der Energiefreisetzungsrate prognostiziert werden muss.

Der Vergleich anhand Ansatz 3, bei dem das Bemessungsfeuer in seinem zeitlichen Verlauf entsprechend der gemessenen Energiefreisetzungsrate vorgegeben wird, gibt Aufschluss über die Eignung der Realbrandkurven, um Höhe der Heißgastemperatur abzuschätzen.

In Bild 43 werden die auf der Grundlage von Ansatz 2 und Ansatz 3 berechneten Realbrandkurven und die mit CFAST und OZONE berechneten Temperaturzeitkurven mit der „gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve“ verglichen.



**Bild 43** Vergleich der berechneten Temperaturzeitkurven mit der gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve und der gemessenen durchschnittlichen Temperatur

Sowohl Realbrandkurve (RBK) als auch die mittels CFAST berechnete Heißgastemperaturzeitkurve beschreiben den „gemessenen Heißgastemperaturzeitverlauf“ recht gut. Das gilt insbesondere für den auf Grundlage von Ansatz 3 berechneten Temperaturzeitverlauf. Die mit CFAST berechnete maximale Heißgastemperatur von 962°C und die Maximaltemperatur der Realbrandkurve (990°C) liegen nur wenig über der „gemessenen“ maximalen Heißgastemperatur von 951°C. Das Integral der mit beiden Verfahren berechneten Temperaturzeitkurve weicht zu

jedem Zeitpunkt nur marginal vom Integral der gemessenen Heißgastemperaturkurve ab. Mit Hilfe des Ansatzes 3 lässt sich der gemessene Temperaturzeitverlauf mit der Realbrandkurve sehr realistisch abbilden. Nach Ansatz 2 lassen sich mit Realbrandkurve und CFAST gute Ergebnisse erzielen, das Temperaturniveau wird gut abgeschätzt. Nach Einschalten des maschinellen Abzugs ab der 23. Minute ist ein Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Werten nicht mehr möglich (Abschnitt 6.5.2.3).

Die mittels OZONE berechnete Temperaturzeitkurve liegt für Ansatz 2 und 3 im Vergleich zu der „gemessenen“ Heißgastemperatur und der durchschnittlichen Temperatur zu niedrig [ZEH02.4].

#### 6.5.4 Temperaturen an Probekörpern

##### 6.5.4.1 Allgemeines

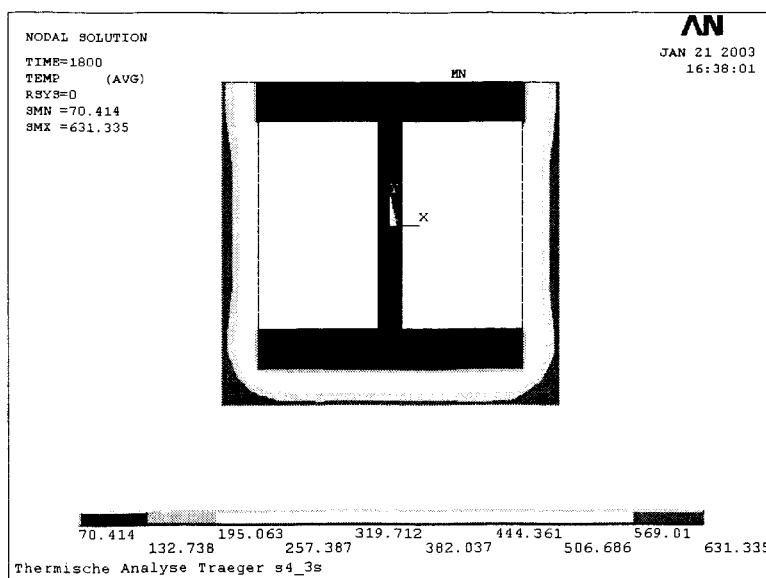
Die an den Probekörpern gemessenen Temperaturen sollen mit den in Eurocode 3 Teil 1-2 [EC3-1-2] zur Verfügung gestellten Verfahren simuliert werden. [EC3-1-2] enthält vereinfachte Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Stahltemperatur für bekleidete und für unbekleidete Stahlprofile. Vergleichend dazu wird die Stahltemperatur mit dem allgemeinen Berechnungsverfahren nach [EC3-1-2] unter Nutzung des Programmsystems ANSYS [ANS6.0] bestimmt. Für die Simulation der Temperaturverteilung in den Probekörpern wurde ein zweidimensionales Modell gewählt, mit dem der Temperaturzeitverlauf im Schnitt bei  $h = 2,5 \text{ m}$  10 cm unterhalb der Decke simuliert wurde, wo in der Regel die höchsten Temperaturen herrschen.

Bei der Simulation der Stahltemperatur sind sowohl bei den vereinfachten als auch bei den allgemeinen Berechnungsverfahren eine Vielzahl von Annahmen für Randbedingungen zu treffen:

- Beanspruchungstemperaturzeitkurve des Stahls
- Wärmeübergangsbedingungen (Konvektion, Strahlung)
- Lage des Stahlprofils im Brandraum
- Wärmeleiteigenschaften des Stahls
- Wärmeleiteigenschaften der Bekleidung (wenn vorhanden)

Im Brandraum verteilt befanden sich sieben Messstangen mit insgesamt 34 Ni-Cr-Ni- Thermoelementen, an denen die Gastemperatur gemessen wurde (Bild 28). Es waren jedoch keine Thermoelemente in unmittelbarer Nähe der Probekörper angeordnet, weil dies den Messaufwand unverhältnismäßig erhöht hätte. Als realistische Beanspruchungstemperaturzeitkurve wurde für die Simulation der Probekörpertemperaturen der mit [FDS2] in unmittelbarer Nähe der Probekörper bei  $h = 2,5 \text{ m}$  10 cm unterhalb der Decke simulierte Temperaturzeitverlauf vorgegeben.

Aufgrund der Nähe zur Umfassungswand herrschten jedoch nicht an allen Seiten der Probekörper homogenen Verhältnisse, so dass die Simulation der Probekörpertemperaturen mit [ANS6.0] sowohl für eine vierseitige als auch dreiseitige Beanspruchung durchgeführt wurde. Die Berechnung mit dem vereinfachten Verfahren erfolgte nur für dreiseitige Beanspruchung. Als Vergleichskriterium wurde die Temperatur in Stegmitte im Schnitt  $h = 2,5$  m ausgewählt. Bild 44 zeigt exemplarisch die mit [ANS6.0] simulierte Temperaturverteilung von S4 nach 30 Minuten für eine dreiseitige Beanspruchung, bei der im gesamten Querschnitt eine nahezu gleichförmige Temperaturverteilung herrscht.



**Bild 44** Simulierte Temperaturverteilung [ANS6.0] von S4 nach 30 Minuten

In Bild 45 wird der am feuerseitigen Gurt (Gurt F), Steg und am wandseitigen Gurt (Gurt W) des Probekörpers S6 gemessenen Temperaturzeitverlauf (3seitig beflammt) im Vergleich zur Simulation dargestellt. Hier wird der Einfluss der Lage der Messstellen deutlich. Die gemessenen Gurttemperaturen können bis ungefähr zur 17. Minute mit der Simulation mit [ANS6.0] und [EC3-1-2] gut nachvollzogen werden.

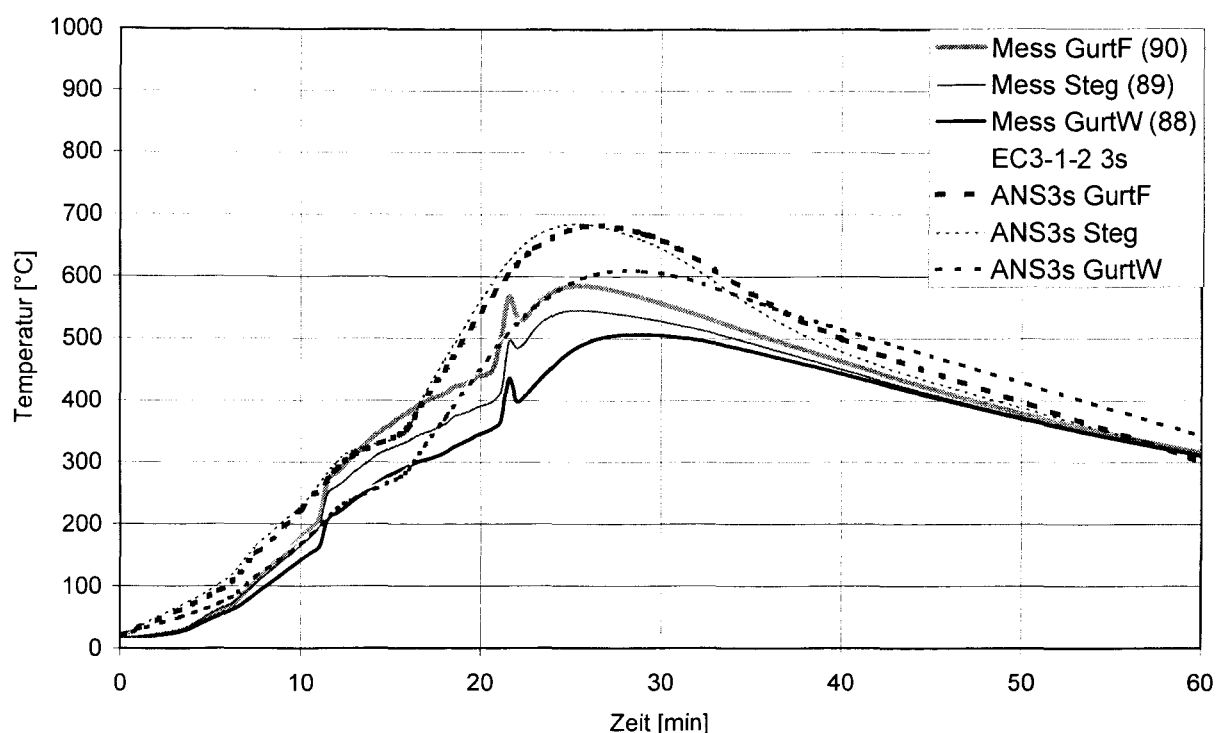


Bild 45 Gemessener und simulierter Temperaturzeitverlauf an Steg und Gurten des Probekörpers S6 im Schnitt  $h = 2,50 \text{ m}$

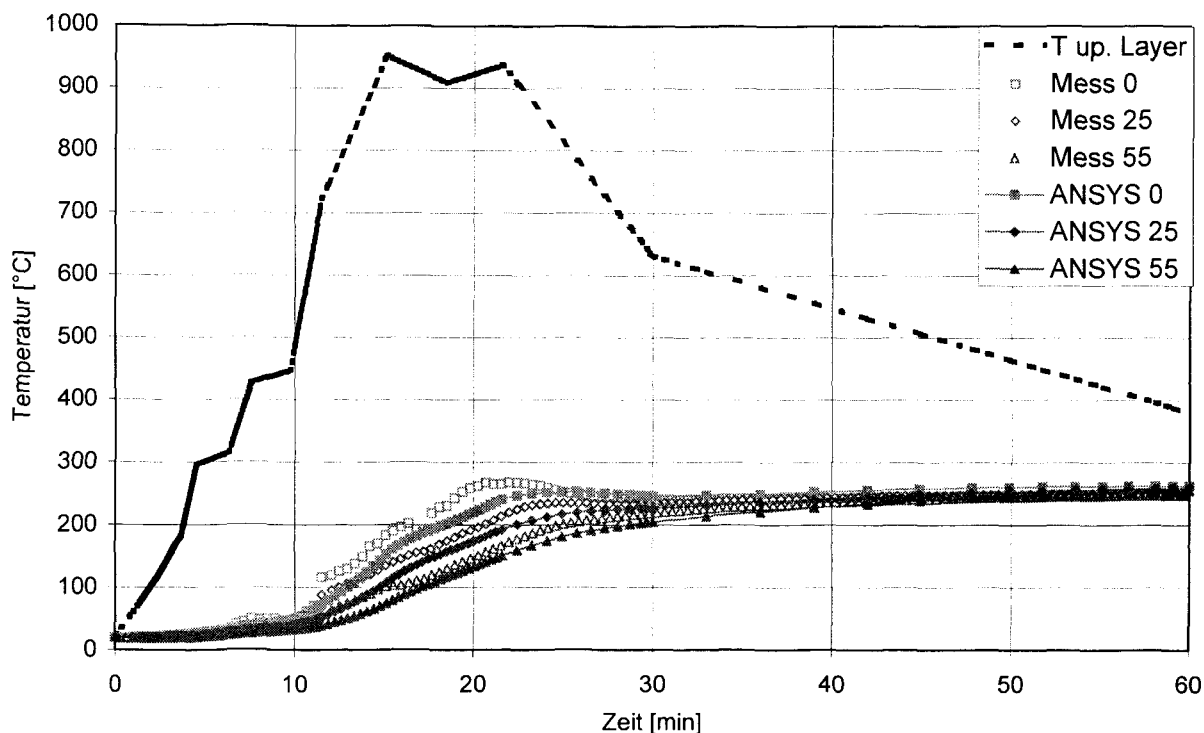
Die vollständigen Ergebnisse der Simulation der Temperaturverteilung für die Probekörper S1 bis S6 sind in [ZEH02.4] zusammenfassend dargestellt. Aufgrund fehlender thermischer Materialeigenschaften für den Dämmschichtbildner konnte für die Probekörper S7 bis S9 keine Temperaturverteilung simuliert werden.

### 6.5.5 Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte

Für die Simulation der Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte wurde als Beanspruchungstemperatur die „gemessene Heißgastemperaturzeitkurve“ gewählt, da die direkt an der Decke montierte m-Faktor-Platte sich zentral in der Heißgasschicht befand.

In Bild 46 wird der an drei Messstellen (brandzugewandte Seite, in 2,5 cm Tiefe und in 5,5 cm Tiefe) gemessene und der entsprechende mit [ANS6.0] simulierte Temperaturzeitverlauf im Vergleich zur „gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve“ (T up. Layer) dargestellt.





**Bild 46** Vergleich der gemessenen (Mess) und simulierten (ANSYS) Temperaturverteilung in der m-Faktor-Platte

Bis auf geringe Abweichungen, die sich durch die vereinfachte Annahme der Beanspruchungstemperaturzeitkurve und der Wärmeübergangsbedingungen erklären lassen, verlaufen Mess- und Rechenergebnisse nahezu deckungsgleich. Je weiter die Messstelle vom beflamten Rand der m-Faktor-Platte entfernt ist, desto besser stimmen Messung und Simulation überein.

#### 6.5.6 Verformung des belasteten Probekörpers S7

Probekörper S7 bestand aus einem beschichtetem Profil HEM 220, welches in der Mitte des Brandversuchsstandes lokalisiert war (Bild 28). Auf die Stütze wurde eine Last von 2200 kN mit einer Ausmitte von  $e_0 = 7$  mm gegeben (Abschnitt 6.4.6).

Für die Simulation des Trag- und Verformungsverhaltens von Probekörper S7 wurde vereinfacht eine über den gesamten Stützenquerschnitt konstante Temperaturverteilung entsprechend der gemittelten Temperatur aller Messstellen von S7 angenommen (Bild 37). Die mechanischen Materialeigenschaften (Spannungs-Dehnungsbeziehungen, Festigkeiten, E-Moduli) und thermische Ausdehnung für Stahl wurden entsprechend [EC3-1-2] vorgegeben.

In Bild 47 wird die mit [ANS6.0] berechnete Vertikalverformung von Beginn des Brandes mit der gemessenen Vertikalverformung an der Lasteinleitungsstelle verglichen. Die vertikale Verformung während des Brandes kann recht gut simuliert werden, die Abweichung zwischen simulier-

ter und gemessener Verformung beträgt maximal 2 mm ( $\triangle \Delta \varepsilon = 0,54\text{‰}$ ). Hierbei ist zu berücksichtigen, dass bei der Simulation vereinfacht eine über den gesamten Querschnitt und die gesamte Stützenlänge von 3,70 m konstante Temperatur angesetzt wurde.

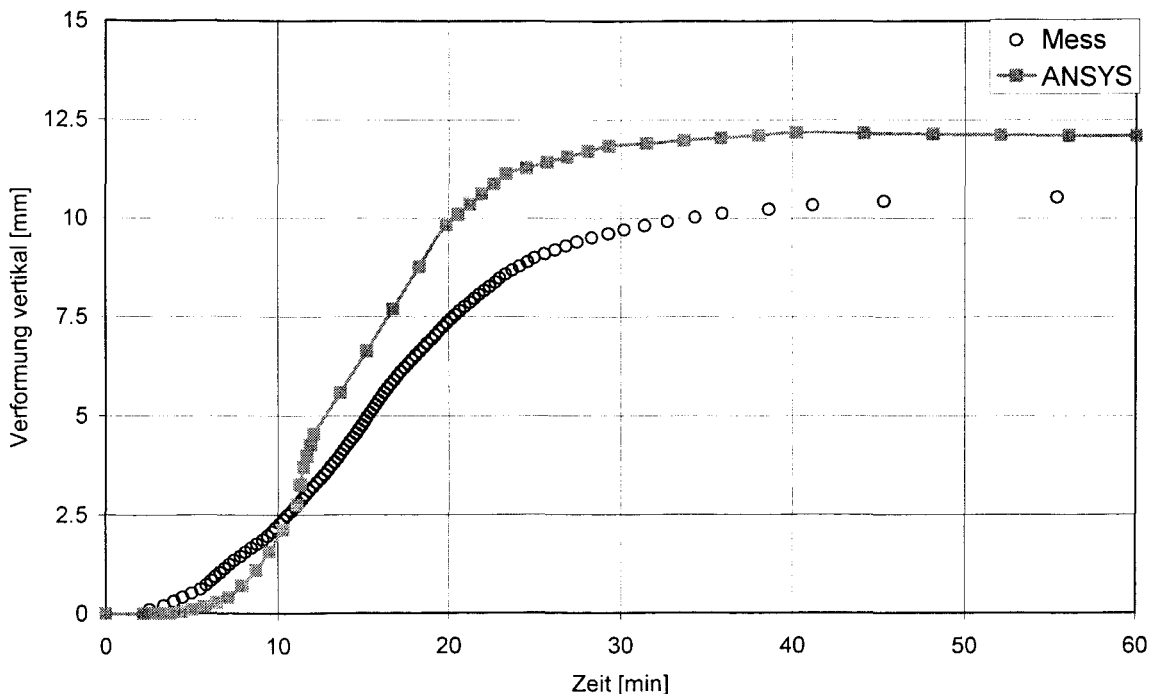


Bild 47 Vergleich gemessener und mit [ANS6.0] simulierter vertikaler Verformung von Probekörper S7

## 6.6 Bewertung des Validierungsversuches

Mit dem Validierungsversuch wurde ein Brandszenario eines möglichen Bürobrandes untersucht, bei dem realistische Randbedingungen bezüglich Brandraumgeometrie, Brandlasten und Ventilationsverhältnissen herrschten. Durch die Messung und Auswertung des umfangreichen Datenmaterials (Temperaturen, Abbrandrate, Energiefreisetzungsrates, Druckverhältnisse) konnte der natürliche Brand sehr gut beschrieben werden. Die Vergleichsrechnungen mit verschiedenen Verfahren haben gezeigt, dass der natürliche Brand von einigen Verfahren gut rechnerisch nachvollzogen werden konnte, bei anderen Verfahren jedoch Defizite vorlagen. Ziel des Validierungsversuchs war die Abrundung der Validierung der Realbrandkurven mit einem eigenen Experiment. Bei der Validierung anhand dokumentierter Versuche und Vergleichsrechnungen mit exakten Verfahren haben die Realbrandkurven gute Ergebnisse geliefert.

Der Validierungsversuch wurde anhand der in Abschnitt 5.2 vorgestellten Vergleichskriterien ausgewertet. Außer dem Temperaturmaximum ( $T_{\max}$ ) wurde das Integral der Temperaturzeitkur-

ve nach 23 Minuten ( $A_{23}$ ), 30 Minuten ( $A_{30}$ ) und 60 Minuten ( $A_{60}$ ) ermittelt. Nach ungefähr 23 Minuten wurde im Validierungsversuch die höchste Temperatur gemessen. Durch Einschalten der maschinellen Entlüftung fiel die Temperatur im Brandraum anschließend und war nach 60 Minuten auf unter 400°C gesunken (Bild 33). Abgesehen von der zu validierenden Realbrandkurve wurden vergleichend die Ergebnisse der Zonenmodelle CFAST und OZONE untersucht. Für alle drei Verfahren wurde der Temperaturzeitverlauf mit Ansatz 2 und 3 berechnet (Abschnitt 6.5.1).

In Bild 48 wird das Integral der „gemessenen Heißgastemperaturzeitkurve“ mit dem der Realbrandkurve und der mit den Zonenmodellen berechneten Temperaturzeitkurve anhand der drei Kriterien  $A_{23}$ ,  $A_{30}$  und  $A_{60}$  verglichen. Sowohl für Ansatz 2 als auch für Ansatz 3 liegt die Realbrandkurve bei allen drei Vergleichskriterien auf der sicheren Seite. Für Ansatz 3 ist die Abweichung vom Versuchsergebnis sehr gering, sie liegt unter 8%. Für Ansatz 2 liegt die Abweichung vom Versuchsergebnis nur für  $A_{30}$  und  $A_{60}$  marginal über 15% (dünn gestrichelte Linie), obwohl die nach 23 Minuten einsetzende maschinelle Entlüftung nicht berücksichtigt wird. Die Simulation mit dem Zonenmodell CFAST liefert ähnlich gute Ergebnisse, die Simulation mit OZONE ergibt wie bei der Untersuchung der dokumentierten Brandversuche auf der unsicheren Seite liegende Werte.

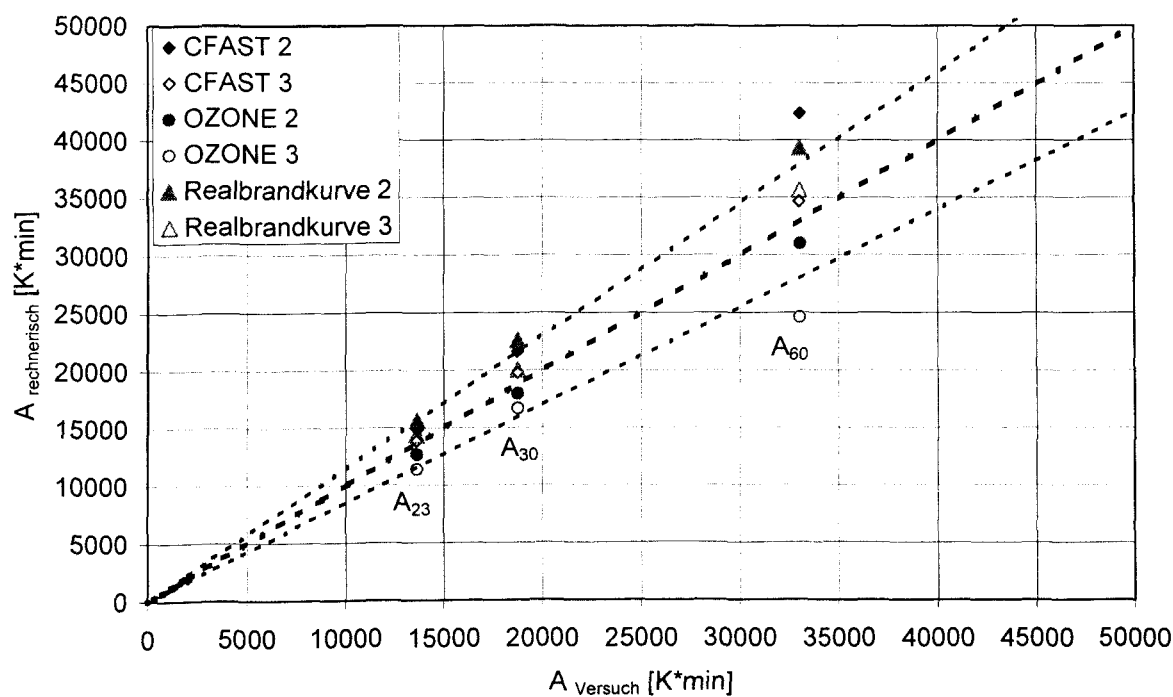


Bild 48 Vergleich von Versuchsergebnis und Realbrandkurve sowie Zonenmodellberechnungen anhand der Vergleichskriterien  $A_{23}$ ,  $A_{30}$  und  $A_{60}$

In Tabelle 6 wird die gemessene Maximaltemperatur mit den berechneten Maximaltemperaturen der Realbrandkurve sowie der Simulationen mit CFAST und OZONE verglichen. Die mittels Realbrandkurve bestimmte Maximaltemperatur liegt für beide Ansätze leicht oberhalb der gemessenen Maximaltemperatur auf der sicheren Seite (max. Abweichung 7,5%). Die Simulation mit dem Zonenmodell CFAST liefert ebenfalls gute Ergebnisse, bei der Simulation mit OZONE wird die Maximaltemperatur um über 20% unterschätzt.

Tabelle 6 Abweichungen [%] der Realbrandkurve und Zonenmodellberechnung (Vergleichskriterium  $T_{max}$ )

Versuch			Realbrandkurve Ansatz 2		CFAST Ansatz 2		OZONE Ansatz 2	
$T_{max}$			$T_{max}$	Abweichung	$T_{max}$	Abweichung	$T_{max}$	Abweichung
946,4			1017,7	7,5	1008	6,5	754,9	-20,3

Versuch			Realbrandkurve Ansatz 3		CFAST Ansatz 3		OZONE Ansatz 3	
$T_{max}$			$T_{max}$	Abweichung	$T_{max}$	Abweichung	$T_{max}$	Abweichung
946,4			990,3	4,6	962	1,6	754,9	-20,3

Der Validierungsversuch hat gezeigt, dass der Temperaturzeitverlauf eines realen Bürobrandes mit der Realbrandkurve sehr gut angenähert werden kann. Die Abweichungen zu den Messwerten sind gering. Für die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen sind die eher auf der sicheren Seite liegenden geringen Abweichungen irrelevant. Der Vergleich mit den mittels der Zonenmodelle CFAST und OZONE berechneten Temperaturzeitkurven zeigt, dass die Realbrandkurven den Temperaturzeitverlauf mindestens so exakt wie CFAST und wesentlich realistischer als OZONE beschreiben.

Die Realbrandkurven sind durch die umfangreichen Vergleichsrechnungen und den Validierungsversuchen für den Anwendungsbereich mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude hinreichend validiert. Mit Hilfe der Realbrandkurven lassen sich die Brandwirkungen in derartigen Gebäuden unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Randbedingungen mit guter Näherung einfach abschätzen.

Im Vergleich zu anderen vereinfachten Verfahren zur Bestimmung von Temperaturzeitverläufen in Wohn- und Bürogebäuden, z. B. den in [EC1-1-2] veröffentlichten parametrischen Kurven, zeichnet die Realbrandkurven aus, dass sie auf einem realistischen, international anerkanntem Ansatz für die Energiefreisetzungsrate basieren, die vorhandenen Ventilationsverhältnisse zutreffend berücksichtigen, Änderungen der Randbedingungen (Glasbruch, Wanddurchbruch, Eingriff der Feuerwehr) erfassen können und wie in den zahlreichen Vergleichsrechnungen anhand dokumentierter Brandversuche demonstriert, den Temperaturzeitverlauf in der Regel realistischer beschreiben. Im Vergleich zu Verfahren mit äquivalenter Branddauer bieten die Real-

brandkurven den Vorteil, die thermische Beanspruchung der Bauteile differenzierter wiederzugeben, indem Ventilationsverhältnisse, Brandausbreitungsphase und Raumzellenbauweise berücksichtigt werden. Durch die anschließende Bemessung der Bauteile mit Hilfe des vereinfachten oder allgemeinen Berechnungsverfahrens der Eurocodes kann unter Berücksichtigung von statischem System, Lastausnutzung und Massigkeit des beflamten Bauteils ein realistischer Nachweis geführt werden als über die pauschal mittels m-Faktor-Platte ermittelte äquivalente Branddauer.

## **6.7 Danksagung**

Die Probekörper für den Validierungsversuch wurden dankenswerterweise von den Firmen Goldbeck Stahlbau, Bielefeld, svt Brandschutz, Seevetal/Hamburg, und Salzgitter AG, Peine, zur Verfügung gestellt. Ohne diese Spenden hätte der Validierungsversuch aus finanziellen Gründen nicht durchgeführt werden können.

## **7 ANWENDUNG**

### **7.1 Brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen und Tragwerken**

Die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen erfolgt in Deutschland bisher fast ausschließlich nach DIN 4102-4 mittels tabellarischer Daten, welche auf Brandversuchen nach der ETK basieren. In den im Mai 1997 als deutsche Vornormen veröffentlichten Eurocodes werden erstmals für Deutschland auch rechnerische Nachweisverfahren zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen und Tragwerken geregelt. Grundsätzlich können die rechnerischen Verfahren der Eurocodes für beliebige thermische Beanspruchungen verwendet werden, die Nationalen Anwendungsdokumente schränken diesen Anwendungsbereich derzeit jedoch ein. Die Realbrandkurven geben den Temperaturverlauf in der Heißgaszone eines Brandraumes unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Brandlasten, Brandraumgeometrie und Öffnungsverhältnisse in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden auf der sicheren Seite liegend wieder. Sie eignen sich daher als Grundlage für die Bauteilauslegung mit den vereinfachten Berechnungsverfahren oder den allgemeinen Berechnungsverfahren der Eurocodes (z. B. [EC3-1-2]).

## 7.2 Anwendungsbeispiele

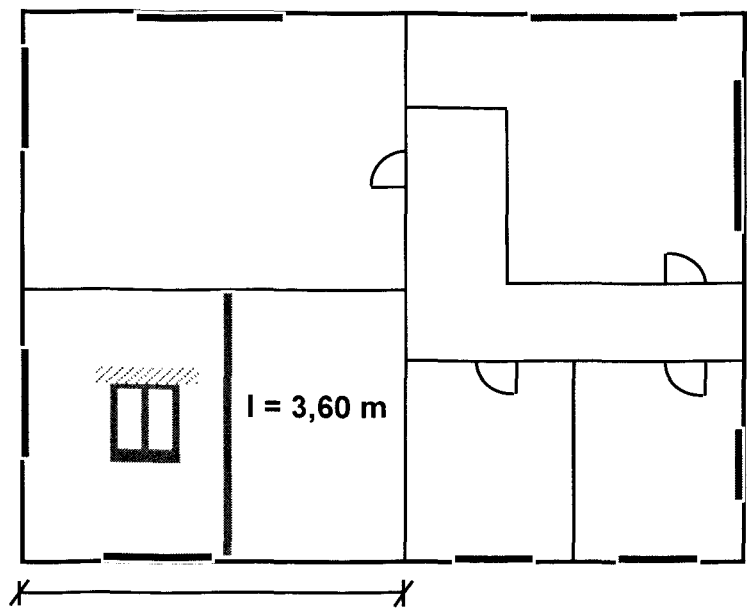
### 7.2.1 Allgemeines

Im Folgenden soll anhand von zwei Beispielen die risikogerechte brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen demonstriert werden, wobei die thermischen Einwirkungen mit Hilfe der in Abschnitt 4 vorgestellten Realbrandkurven ermittelt werden und die Bauteilauslegung nach dem vereinfachten Berechnungsverfahren in [EC3-1-2] erfolgt. Für Anwendungsbeispiel 1 (Wohngebäude) werden die Ergebnisse anhand von Versuchswerten aus [BM78] für die Raumtemperatur in Verbindung mit einer Berechnung der Bauteiltemperatur nach dem allgemeinen Berechnungsverfahren in [EC3-1-2] überprüft. Zum Vergleich wird auch ein Nachweis nach DIN 4102-4 geführt. Bei Anwendungsbeispiel 1 wird von einem ungestörten Brandverlauf ohne äußere Einflüsse ausgegangen. Für Anwendungsbeispiel 2 (Bürogebäude in Zellenbauweise) wird das Einsetzen der Löscharbeiten 25 Minuten nach Brandausbruch berücksichtigt. In beiden Anwendungsbeispielen wird eine mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit ( $t_g = 300$  s) unterstellt.

### 7.2.2 Beispiel Wohngebäude

#### 7.2.2.1 Randbedingungen

In einem in Stahlskelettbauweise errichteten vierstöckigen Wohngebäude sollen die Unterzüge bemessen werden. Die Decken sind in Stahlbeton-Verbundbauweise, die Wände aus Porenbeton hergestellt. In Bild 49 ist der Grundriss einer Wohnung dargestellt. Der Nachweis wird hier exemplarisch für den Unterzug IPE 360 im größten Raum der Nutzungseinheit ( $b / l / h = 5,05 \text{ m} / 3,60 \text{ m} / 2,50 \text{ m}$ ) geführt. Der Unterzug ist mit  $\mu_0 = 0,79$  ausgenutzt [EC3-1-2]. Die gemittelte thermische Eindringzahl der Umfassungsbauteile beträgt  $b = 1200 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$ . Der Raum besitzt zwei Fenster mit einer Gesamtöffnungsfläche  $A_w = 4,34 \text{ m}^2$  und der mittleren Höhe  $h_w = 1,66 \text{ m}$ . Die Brandlast ist gleichförmig verteilt und beträgt  $q = 472 \text{ MJ}/\text{m}^2$ .



**I = 5,05**  
Bild 49 Grundriss der Nutzungseinheit mit zu bemessendem Stahlunterzug (Anwendungsbeispiel 1)

7.2.2.2 Risikogerechte Bemessung mit Realbrandkurve (natürlicher Brand)

Eingangsgrößen:

Abmessungen	W= 5,05 m; D= 3,60 m; H= 2,50 m
Öffnungen	$A_w = 4,34 \text{ m}^2$ ; $h_w = 1,66 \text{ m}$
Umfassungsbauteile	$b = 1200 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{0,5}\text{K})$
Brandlastdichte	$q = 472 \text{ MJ}/\text{m}^2$

Aus den Eingangsgrößen ergibt sich:

Grundfläche	$A_f = 18,18 \text{ m}^2$
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 5,59 \text{ m}^{3/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 79,61 \text{ m}^2$
Umfassungsfläche (ohne Öffnungen)	$A_T = 75,27 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q = 472 \text{ MJ}/\text{m}^2$	$Q_{472} = 8581 \text{ MJ}$

Energiefreisetzungsrate:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN}(\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \text{MIN}(1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_T) = \text{MIN}(6,77 ; 4,55)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,f} = 4,55 \text{ MW}$$

Es liegt ein brandlastgesteuerter Brand mit einer maximalen Energiefreisetzungsrate von  $\dot{Q}_{\max} = 4,55 \text{ MW}$  vor. Zunächst wird der Brandverlauf für eine fiktive Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  berechnet. Anschließend kann der abfallende Ast der Realbrandkurve für die tatsächlich vorliegende Brandlastdichte von  $q_x = 472 \text{ MJ/m}^2$  bestimmt werden.

$$Q = q \cdot A_f = 1300 \cdot 18,18 = 23634 \text{ MJ}$$

$$t_1 = \sqrt{(t_g^2 \cdot \dot{Q}_{\max})} = \sqrt{(300^2 \cdot 4,55)} = 640 \text{ s} \approx 11 \text{ min}$$

$$Q_1 = 1/t_g^2 \cdot \frac{t_1^3}{3} = 1/300^2 \cdot \frac{640^3}{3} = 970 \text{ MJ}$$

für  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_2 = 0,7 \cdot Q - Q_1 = 0,7 \cdot 23634 - 970 = 15574 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_2 = Q_2 / \dot{Q}_{\max} = 15574 / 4,55 = 3423 \text{ s} \Rightarrow t_2 = 4063 \text{ s} \approx 68 \text{ min}$$

$$Q_3 = 0,3 \cdot Q = 0,3 \cdot 23634 = 7090 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_3 = 2 \cdot Q_3 / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 7090 / 4,55 = 3116 \text{ s} \Rightarrow t_3 = 7179 \text{ s} \approx 120 \text{ min}$$

für  $q = 472 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_{2,472} = 0,7 \cdot Q_{472} - Q_1 = 0,7 \cdot 8581 - 970 = 5037 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{2,472} = Q_{2,472} / \dot{Q}_{\max} = 5037 / 4,55 = 1107 \text{ s} \Rightarrow t_{2,472} = 1747 \text{ s} \approx 29 \text{ min}$$

$$Q_{3,472} = 0,3 \cdot Q_{472} = 0,3 \cdot 8581 = 2574 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{3,472} = 2 \cdot Q_{3,472} / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 2574 / 4,55 = 1131 \text{ s} \Rightarrow t_{3,472} = 2878 \text{ s} \approx 48 \text{ min}$$

Für den brandlastgesteuerter Brand gilt nach Gl. ( 8 ):

$$k = (\dot{Q}^2 / (A_w \sqrt{h_w} \cdot A_T \cdot b))^{1/3} = 0,0345$$

Daraus folgt nach Gl. ( 5 ) bis ( 7 ):

$$T_1 = 24000 \cdot k + 20 = 848 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$T_2 = 33000 \cdot k + 20 \leq 1340 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow T_2 = 1158 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$T_3 = 16000 \cdot k + 20 = 572 \text{ }^\circ\text{C}$$

Für die Brandlastdichte von  $q = 472 \text{ MJ/m}^2$  ermittelt sich durch Einsetzen in Gl. ( 14 ) und ( 17 ):

$$T_{2,472} = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t_{2,472} - t_1)/(t_2 - t_1)} + T_1 = (1158 - 848) \cdot \sqrt{(29 - 11)/(68 - 11)} + 848 = 1022 \text{ }^\circ\text{C}$$



$$T_{3,472} = (T_3 / \log_{10}(t_3 + 1)) \cdot \log_{10}(t_{3,472} + 1) = (572 / \log_{10}(120 + 1)) \cdot \log_{10}(48 + 1) = 464 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Hiermit sind die charakteristischen Werte der Realbrandkurve bekannt. Durch Einsetzen in Gl. (13) bis (15) kann der gesamte Kurvenverlauf z. B. mit Hilfe eines Tabellenkalkulationsprogramms berechnet und dargestellt werden. In Bild 50 sind neben der Realbrandkurve zum Vergleich die im Versuch [BM78] gemessene Temperatur und die ETK dargestellt. Die Abweichung der Realbrandkurve von der Messkurve ist relativ gering, mit der Realbrandkurve wird die thermische Einwirkung des natürlichen Brandes gut wiedergegeben.

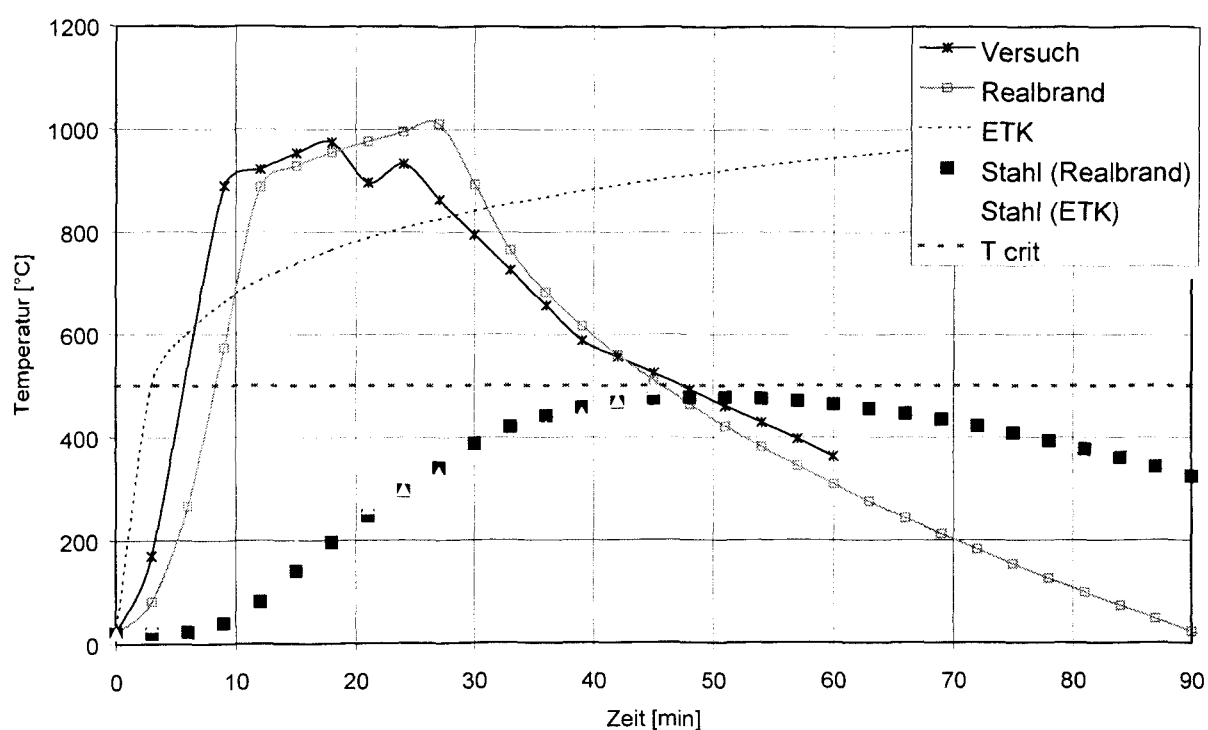


Bild 50 Realbrandkurve, Heißgastemperaturzeitkurve, ETK sowie entsprechende Stahl-Querschnittstemperaturzeitverläufe (Anwendungsbeispiel 1)

### 7.2.2.3 Bauteilauslegung

Der Nachweis für den Stahlunterzug wird nach dem vereinfachten Berechnungsverfahren auf Grundlage einer kritischen Temperatur in [EC3-1-2] geführt. Bei einem Ausnutzungsgrad von  $\mu_0 = 0,79$  ermittelt sich als kritische Stahltemperatur  $\Theta_{a,cr} = 500^\circ\text{C}$ . Das Profil IPE 360 ist mit Gipskartonplatten (GKF) der Dicke 12,5 mm kastenförmig bekleidet. Für eine konstante Temperaturverteilung im Querschnitt kann der Temperaturanstieg des bekleideten Stahlbauteils nach Eurocode 3-1-2 4.2.5.2 berechnet werden (Bild 50). Bei der brandschutztechnischen Bemessung

sung mittels Realbrandkurve unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Randbedingungen erreicht die Bauteiltemperatur nach 51 Minuten das Maximum von 477 °C. Die kritische Stahltemperatur liegt bei 500 °C, so dass das Bauteil über den gesamten natürlichen Brandverlauf standsicher bleibt. Bei ETK-Belastung wird die kritische Temperatur von 500 °C bereits nach 46 Minuten überschritten.

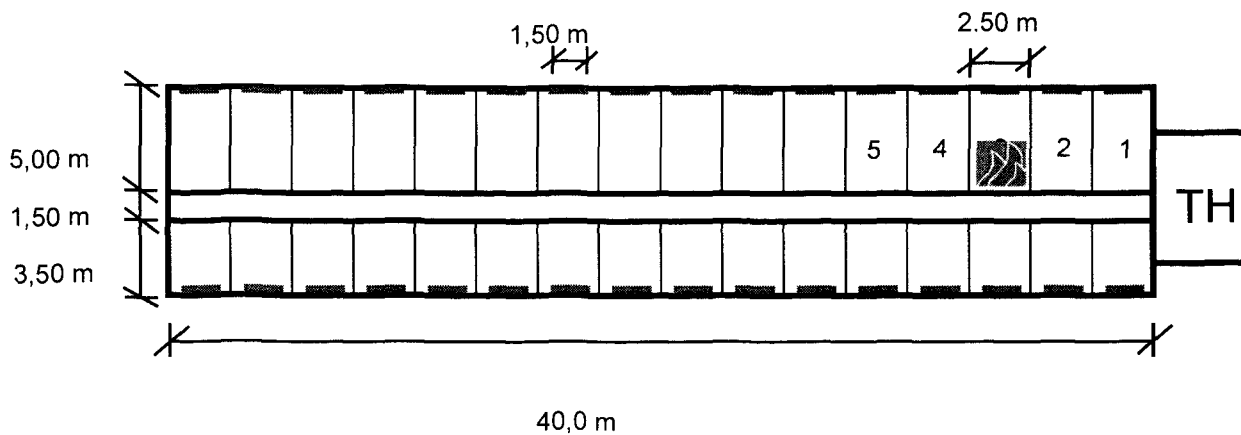
#### 7.2.2.4 Bemessung nach DIN 4102-4 (ETK-Beanspruchung)

Nach Tabelle 92 in DIN 4102-4 ist der mit 12,5 mm GKF bekleidete Unterzug IPE 360 in die Feuerwiderstandsklasse F 30 einzuordnen. Um die Anforderungen tragender Bauteile eines mehrgeschossigen Wohngebäudes zu erfüllen (hochfeuerhemmend) [SYN99] und in die Feuerwiderstandsklasse F 60 eingestuft zu werden, muss der Unterzug mit insgesamt 22 mm GKF bekleidet werden.

### 7.2.3 Beispiel Bürogebäude

#### 7.2.3.1 Randbedingungen

In einem viergeschossigen Bürogebäude sollen die Unterzüge IPE 360 der in Stahlbeton-Verbundbauweise hergestellten Decke bemessen werden (Ausnutzungsgrad  $\mu = 0,79$  [EC3-1-2]). Die Geschossgrundfläche beträgt 400 m<sup>2</sup>. Zwischen den einzelnen Büros befinden sich leichte Trennwände in Trockenbauweise (Zellenbauweise), die in keine Feuerwiderstandsklasse einzuordnen sind (Abschnitt 4.6). In Bild 51 ist der Grundriss eines Geschosses dargestellt. Die für die Bemessung wesentlichen Eingangsgrößen sind unten aufgeführt. Die Brandlast wird gleichförmig verteilt mit  $q = 576 \text{ MJ/m}^2$  angenommen, das entspricht in etwa einer 80%-Fraktile der Brandlasten in Bürogebäuden.



**Bild 51** Grundriss der Nutzungseinheit mit Bürozellen

Als Brandszenario wird ein durch einen brennenden Papierkorb verursachter Brand in Bürozele 3 angenommen. Die Zwischenwände der Bürozellen hemmen die Brandausbreitung. Der Brand wird sich sukzessive von Bürozele zu Bürozele ausbreiten, bis der gesamte Abschnitt in Flammen steht. Die Zellenwände zu den angrenzenden Zellen 2 und 4 versagen bei einer Temperatur von 300°C auf der brandabgewandten Seite. In diesem Bereich liegt z. B. die Entzündungstemperatur von Holz. Der Versagenszeitpunkt der Zellenwand bei einem natürlichen Brand kann in Anlehnung an die Methode der äquivalenten Branddauer bestimmt werden. Hierfür muss der Versagenszeitpunkt bei einem ETK-Brand bekannt sein, der entweder mittels Brandversuch oder auf rechnerischem Wege bestimmt wird. Der Zeitpunkt, zu dem beim natürlichen Brand die gleiche Fläche unter der Realbrandkurve wie unter der ETK und damit der gleiche Energieeintrag in die Zellenwand erreicht ist, kennzeichnet das Versagen der Zellenwand. Die Energiefreisetzungsrate steigt für den nun die Zellen 2 bis 4 umfassenden größeren Brandraum mit zusätzlicher Brandlast und größeren Öffnungsflächen entsprechend an (Bild 52). Der Brand wird heftiger, die Zeit bis zum Versagen der nächsten Zellenwand kürzer. Daher kann beim „2. Zellendurchbruch“ in die angrenzenden Zellen 1 und 5 vereinfachend von einem Vollbrand in der gesamten Nutzungseinheit ( $A_f = 400 \text{ m}^2$ ) mit entsprechender Energiefreisetzungsrate ausgegangen werden (Abschnitt 4.6) [TEU01]. Mit dem Eingriff der Feuerwehr nach 25 Minuten fällt die Energiefreisetzungsrate.

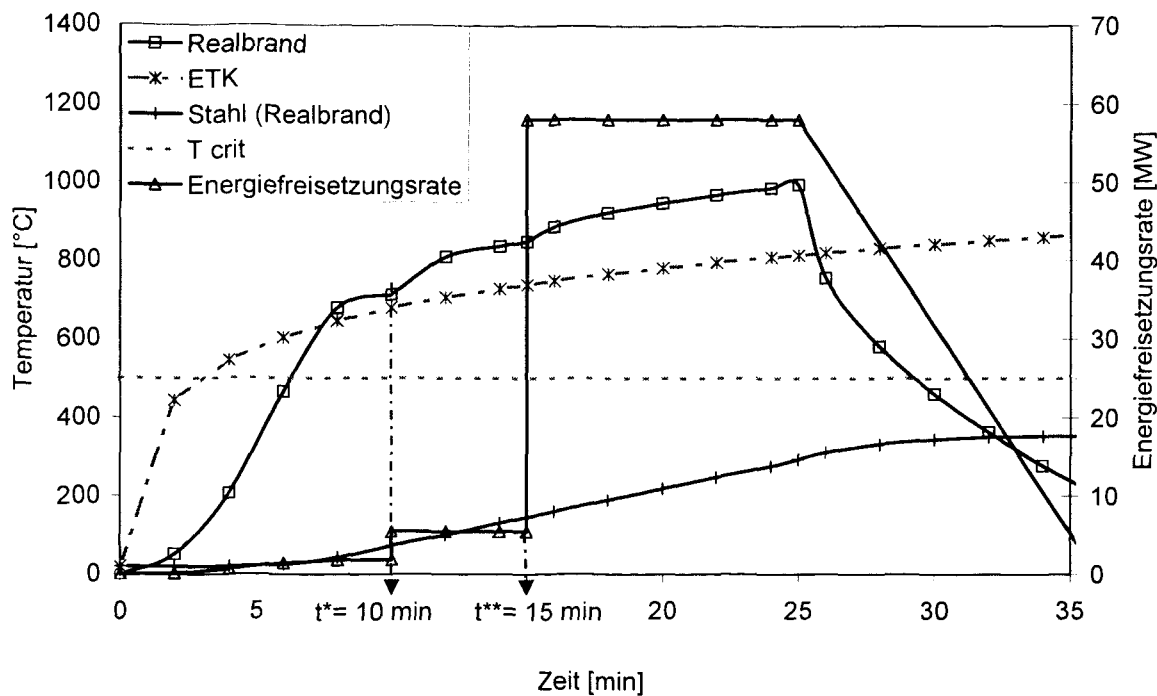


Bild 52 Verlauf der Energiefreisetzungsrate, der Heißgastemperatur (Realbrandkurve) und der Stahl-Querschnittstemperatur bei sukzessiver Brandausbreitung in Bürozellen im Vergleich zur ETK

7.2.3.2 Risikogerechte Bemessung mit Realbrandkurve (natürlicher Brand)

Eingangsgrößen:

Abmessungen	W= 5,0 m; D= 2,50 m; H= 2,80 m
Öffnungen	$A_w = 1,5 \text{ m}^2$ ; $h_w = 1,0 \text{ m}$
Umfassungsbauteile	$b = 1500 \text{ J}/(\text{m}^2 \text{s}^{0,5} \text{K})$
Brandlastdichte	$q = 576 \text{ MJ}/\text{m}^2$

Aus den Eingangsgrößen ergibt sich für den Brand in Zelle 3:

Grundfläche	$A_f = 12,5 \text{ m}^2$
Ventilationsfaktor	$A_w \sqrt{h_w} = 1,50 \text{ m}^{3/2}$
Umfassungsfläche (inkl. Öffnungen)	$A_t = 67,0 \text{ m}^2$
Gesamtbrandlast für $q = 576 \text{ MJ}/\text{m}^2$	$Q_{576} = 7200 \text{ MJ}$

Energiefreisetzungsrate:

$$\dot{Q}_{\max} = \text{MIN}(\dot{Q}_{\max,v}; \dot{Q}_{\max,f}) = \text{MIN}(1,21 \cdot A_w \sqrt{h_w}; 0,25 \cdot A_t) = \text{MIN}(1,82; 3,13)$$

$$\dot{Q}_{\max} = \dot{Q}_{\max,v} = 1,82 \text{ MW}$$

Es liegt ein ventilationsgesteuerter Brand mit einer maximalen Energiefreisetzungsrate von  $\dot{Q}_{\max} = 1,82 \text{ MW}$  vor. Zunächst wird der Brandverlauf für eine fiktive Brandlastdichte von  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$  berechnet. Anschließend kann der abfallende Ast der Realbrandkurve für die tatsächlich vorliegende Brandlastdichte von  $q_x = 576 \text{ MJ/m}^2$  bestimmt werden.

$$Q = q \cdot A_f = 1300 \cdot 12,5 = 16250 \text{ MJ}$$

$$t_1 = \sqrt{(t_g^2 \cdot \dot{Q}_{\max})} = \sqrt{(300^2 \cdot 1,82)} = 405 \text{ s} \approx 7 \text{ min}$$

$$Q_1 = 1/t_g^2 \cdot \frac{t_1^3}{3} = 1/300^2 \cdot \frac{405^3}{3} = 246 \text{ MJ}$$

für  $q = 1300 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_2 = 0,7 \cdot Q - Q_1 = 0,7 \cdot 16250 - 246 = 11129 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_2 = Q_2 / \dot{Q}_{\max} = 11129 / 1,82 = 6115 \text{ s} \Rightarrow t_2 = 6520 \text{ s} \approx 109 \text{ min}$$

$$Q_3 = 0,3 \cdot Q = 0,3 \cdot 16250 = 4875 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_3 = 2 \cdot Q_3 / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 4875 / 1,82 = 5357 \text{ s} \Rightarrow t_3 = 11877 \text{ s} \approx 198 \text{ min}$$

für  $q = 576 \text{ MJ/m}^2$

$$Q_{2,576} = 0,7 \cdot Q_{576} - Q_1 = 0,7 \cdot 7200 - 246 = 4794 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{2,576} = Q_{2,576} / \dot{Q}_{\max} = 4794 / 1,82 = 2634 \text{ s} \Rightarrow t_{2,576} = 3039 \text{ s} \approx 51 \text{ min}$$

$$Q_{3,576} = 0,3 \cdot Q_{576} = 0,3 \cdot 7200 = 2160 \text{ MJ}$$

$$\Delta t_{3,576} = 2 \cdot Q_{3,576} / \dot{Q}_{\max} = 2 \cdot 2160 / 1,82 = 2374 \text{ s} \Rightarrow t_{3,576} = 5413 \text{ s} \approx 90 \text{ min}$$

Für den ventilationsgesteuerten Brand mit  $1/O = \frac{A_t}{A_w \sqrt{h_w}} = 44,67 \text{ m}^{-1/2}$  und  $b = 1500 \text{ J/(m}^2\text{s}^{0,5}\text{K)}$

folgt nach Gl. ( 9 ) bis ( 11 ):

$$T_1 = -8,75 \cdot 1/O - 0,1 \cdot b + 1175 = 634 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$T_2 = (0,004 \cdot b - 17) \cdot 1/O - 0,4 \cdot b + 2175 \leq 1340 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow T_2 = 1084 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$T_3 = -5,0 \cdot 1/O - 0,16 \cdot b + 1060 = 597 \text{ }^\circ\text{C}$$

Umgerechnet auf eine Brandlastdichte  $q = 576 \text{ MJ/m}^2$  ergibt sich nach Gl. ( 14 ):

$$T_{2,576} = (T_2 - T_1) \cdot \sqrt{(t_{2,576} - t_1) / (t_2 - t_1)} + T_1$$

$$T_{2,576} = (1084 - 634) \cdot \sqrt{(51 - 7) / (109 - 7)} + 634 = 930 \text{ °C}$$

und nach Gl. ( 16 )

$$T_{3,576} = (T_3 / \log_{10}(t_3 + 1)) \cdot \log_{10}(t_{3,576} + 1)$$

$$T_{3,576} = (597 / \log_{10}(198 + 1)) \cdot \log_{10}(90 + 1) = 509 \text{ °C}$$

Die Ergebnisse für einen Brand in Zelle 3 sind in Tabelle 3, Spalte 4 zusammengefasst.

Die Zellenwände zu den benachbarten Zellen 2 und 4 versagen bei einer Temperatur von 300°C auf der brandabgekehrten Seite, die in diesem Beispiel nach  $t^* = 10$  min erreicht wird. Dem Brand steht nun ein vergrößerter Brandraum (Zellen 2-4) zur Verfügung (Tabelle 1, Spalte 5).

**Tabelle 7 Brandschutztechnische Bemessung eines Bürogebäudes in Zellenbauweise mit Realbrandkurven**

Parameter (1)	Dimension (2)	Gl. (3)	Zelle 3 (4)	Zelle 2-4 (5)	Geschoss (6)
$A_f$	[m <sup>2</sup> ]	-	12,5	37,5	400,0
$A_w \cdot h_w^{0,5}$	[m <sup>3/2</sup> ]	-	1,50	4,50	48,0
O	[m <sup>1/2</sup> ]	(12)	0,0224	0,0310	0,0444
$Q'_{\max}$	[MW]	(2)	1,82	5,45	58,1
Q	[MJ]	-	16250	48750	520000
$T_1$	[°C]	(9)	634	743	828
$T_2$	[°C]	(10)	1084	1221	1327
$T_3$	[°C]	(11)	597	659	707
$Q_{576}$	[MJ]	-	7200	21600	230400
$T_{2,576}$	[°C]	(14)	930	1055	983
$T_{3,576}$	[°C]	(16)	509	564	455

Bei Versagen der Zellenwand breitet sich der Brand in den benachbarten Zellen schnell aus, die Energiefreisetzungsrate steigt zum Zeitpunkt  $t^* = t_1 = 600 \text{ s} = 10 \text{ min}$  (Zellenwanddurchbruch) auf

das Maximum (Bild 52). Die bisher durch den Brand in Zelle 3 aufgezehrte Brandlast  $Q^*$  beträgt zum Zeitpunkt  $t^* = 600$  s:

$$Q^* = Q_{1,1Z} + (t^* - t_{1,1Z}) \cdot Q_{\max,1Z} = 246 + 195 \cdot 1,82 = 601 \text{ MJ}$$

Der Versagenszeitpunkt  $t^{**}$  für die Zellenwände der zu den Bürozellen 2-4 benachbarten Zellen 1 und 5 wird nach dem Äquivalenzprinzip zu  $t^{**} = 15$  min ermittelt. Aufgrund der nun sehr schnell erfolgenden Brandausbreitung wird ein Brand in der gesamten Nutzungseinheit (Geschoss) mit  $A_f = 400 \text{ m}^2$  angesetzt (Tabelle 7, Spalte 6).

Das Einsetzen der Löschmaßnahmen der Feuerwehr erfolgt 25 Minuten nach dem Brandausbruch, was zur Folge hat, dass die Energiefreisetzungsrate sinkt und infolgedessen die Temperatur im Brandraum fällt (Bild 52).

Bei einem Ausnutzungsgrad von  $\mu_0 = 0,79$  ermittelt sich als kritische Stahltemperatur  $\Theta_{a,cr} = 500 \text{ °C}$ . Das Profil IPE 360 wird mit Gipskartonplatten (GKF) der Dicke 12,5 mm kastenförmig bekleidet. Für eine konstante Temperaturverteilung im Querschnitt kann der Temperaturanstieg des bekleideten Stahlbauteils nach [EC3-1-2] berechnet werden. Bei der brandschutztechnischen Bemessung mittels Realbrandkurve unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Randbedingungen erreicht die Bauteiltemperatur nach 34 Minuten das Maximum von  $353 \text{ °C}$ . Die kritische Temperatur von  $500 \text{ °C}$  wird nicht annähernd erreicht (Bild 52).

#### 7.2.3.3 Bemessung nach DIN 4102-4 (ETK-Beanspruchung)

Nach Tabelle 92 in DIN 4102-4 ist der mit 12,5 mm GKF bekleidete Unterzug IPE 360 in die Feuerwiderstandsklasse F 30 einzuordnen. Um die Anforderungen an tragende Bauteile eines mehrgeschossigen Bürogebäudes zu erfüllen (hochfeuerhemmend) [SYN99] und in die Feuerwiderstandsklasse F 60 eingestuft zu werden, muss der Unterzug mit insgesamt 22 mm GKF bekleidet werden.

#### 7.2.4 Bewertung

Die zu bemessenden Stahlbauteile überstehen den unterstellten natürlichen Brand mittels Realbrandkurve in beiden Anwendungsbeispielen, die kritische Temperatur wird nicht erreicht (Tabelle 8). Die Bekleidung der Stahlbauteile ist nach DIN 4102-4 nur für die Feuerwiderstandsklasse F 30 ausgelegt. Die ETK führt in beiden Beispielen zu einer Überschätzung der real zu erwartenden Brandbeanspruchung.

Tabelle 8 Ergebnisse der brandschutztechnischen Bemessung der Anwendungsbeispiele

	Anwendungsbeispiel 1			Anwendungsbeispiel 2	
Bemessungs- verfahren	Realbrandkurve	Versuch	DIN 4102-4 (ETK)	Realbrandkurve	DIN 4102-4 (ETK)
Feuerwider- standsdauer	> 90 min	> 90 min	30 min	> 90 min	30 min



## 8 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

In diesem Forschungsvorhaben wurden theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise durchgeführt. Der Schwerpunkt lag bei einer differenzierten Betrachtung der möglichen Brandwirkungen auf die Bauteile von mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden. Unter Einbeziehung internationaler Erfahrungen wurde ein Verfahren entwickelt, mit dem abweichend von der Normbeanspruchung (ETK) eine brandschutztechnische Bemessung unter Berücksichtigung des real vorhandenen Brandrisikos durchgeführt werden kann.

Dieses Verfahren basiert auf einem definierten Bemessungsfeuer, welches den möglichen Brandverlauf risikogerecht und physikalisch eindeutig beschreibt. Im Rahmen eines Sicherheitskonzeptes können auch streuende Faktoren mit Einfluss auf den Brandverlauf berücksichtigt werden. Auf der Grundlage des Bemessungsfeuers wurden mit Hilfe umfangreicher Berechnungen mit Wärmebilanzmodellen die möglichen Brandwirkungen von natürlichen Bränden in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden ermittelt. Die auf diese Weise berechneten Heißgas-temperaturzeitverläufe wurden hinsichtlich ihrer Einflussfaktoren systematisch untersucht und unter Berücksichtigung der wesentlichen Parameter mit vereinfachten Gleichungen in Form von sogenannten Realbrandkurven mathematisch formuliert.

Für den in der Praxis tätigen Ingenieur wird mit den Realbrandkurven die Möglichkeit eröffnet, die thermischen Einwirkungen eines natürlichen Brandes in mehrgeschossigen Wohn- und Bürogebäuden für die Bauteilauslegung zu berücksichtigen, ohne auf die Anwendung komplizierter Brandsimulationsmodelle angewiesen zu sein.

Die Realbrandkurven sind in mehreren Schritten mit verschiedenen Methoden validiert worden. Abgesehen von umfangreichen Vergleichsrechnungen mit anerkannten Simulationsmodellen wurden zahlreiche in der Literatur dokumentierte Brandversuche mit unterschiedlichsten Randbedingungen bezüglich Brandlast, Ventilation und Brandraum nachgerechnet. Abschließend wurde ein großmaßstäblicher Validierungsversuch mit einem Bürobrandszenario durchgeführt, der komplett vermessen worden ist. Die detaillierten Ergebnisse des Validierungsversuches sind in einem gesonderten Versuchsbericht [ZEH02.4] dokumentiert. Sowohl die Vergleichsrechnungen als auch die Validierung anhand der publizierten Versuche und insbesondere des durchgeführten Validierungsversuchs haben gezeigt, dass sich mit den Realbrandkurven der Temperaturzeitverlauf eines natürlichen Brandes in einem Wohn- oder Bürogebäude realistisch und relativ einfach bestimmen lässt.

Im Vergleich zu anderen vereinfachten Verfahren zur Bestimmung von Temperaturzeitverläufen in Wohn- und Bürogebäuden wie z. B. den Parameterkurven in [EC1-1-2] zeichnet die Realbrandkurven aus, dass sie auf einem realistischen, international anerkannten Ansatz für die Energiefreisetzungsrate basieren, die vorhandenen Ventilationsverhältnisse genauer berücksich-

tigen und Änderungen der Randbedingungen (Glasbruch, Wanddurchbruch, Zellenbauweise, Eingriff der Feuerwehr) erfassen können.

Die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens entwickelte Methode, mittels Realbrandkurven die thermische Beanspruchung eines natürlichen Brandes unter Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen brandschutztechnischen Randbedingungen zu bestimmen, soll in das bauaufsichtliche Verfahren eingebracht werden, um die Vorteile der risikogerechten Bemessung, die sich insbesondere für Stahlbauteile ergeben, nutzbar zu machen. Hierfür bietet sich z. B. die zurzeit erfolgende Erarbeitung der Nationalen Anhänge für die Eurocodes an. Eurocode 1 Teil 1-2 [EC-1-2] bietet im informativen Anhang A parametrische Temperaturzeitkurven an, die die Brandwirkungen jedoch relativ undifferenziert beschreiben. Als ersten Schritt könnten im Nationalen Anhang zu EC1-1-2 stattdessen die Realbrandkurven als Berechnungsmethode für die thermischen Einwirkungen angeboten und von der Bauaufsicht als Bemessungsmethode anerkannt werden. Langfristig sollte darauf hin gearbeitet werden, dass bei der nächsten Überarbeitung des Eurocodes 1 Teil 1-2 die Realbrandkurven auf europäischer Ebene eingeführt werden.

Als Schwerpunkt künftiger Forschungsarbeiten bietet sich an, das mechanische Verhalten von Bauteilen und Tragwerken unter Berücksichtigung natürlicher Brände genauer zu untersuchen. Um das reale Trag- und Verformungsverhalten einer Konstruktion im Brand beurteilen zu können, muss neben der thermischen Beanspruchung auch das mechanische Verhalten der Gesamtstruktur betrachtet werden. Hier können bisher ungenutzte Systemreserven aktiviert werden und zu einer wirtschaftlicheren Bemessung der Konstruktion führen. Brandversuche an Stahl- und Stahlverbundkonstruktionen in Cardington, (England) haben insbesondere bei horizontalen Traggliedern Versagensmechanismen gezeigt, die mit den Rechengrundlagen der Eurocodes nicht erfasst werden können [NEW00.2].

Es gibt für den Stahlbau eine Vielzahl von Entwicklungen, die eine Verbesserung des Brandverhaltens zum Ziel haben. Beispielsweise kann die Bauteilerwärmung durch Verwendung dämmschichtbildender Anstriche erheblich verzögert werden oder durch Modifizierung der Stahllegierung der Festigkeitsabfall bei Temperatureinwirkung verringert werden. Verknüpft man diese Maßnahmen, so kann künftig bei Berücksichtigung eines natürlichen Brandes mit Hilfe der Realbrandkurven auch für mehrgeschossige Wohn- und Bürogebäude eine Bauweise ermöglicht werden, bei der der Werkstoff Stahl sichtbar ist.

## 9 LITERATUR

- [ANS6.0] ANSYS Rev. 6.0. Swanson Analysis Systems, Inc., Houston, USA.
- [BAB81] Babrauskas, V.: A Closed-form Approximation for Post-flashover Compartment Fire Temperatures. Fire Safety Journal 4 (1981) 63-73.
- [BAR02] Barnett, C. R.: BFD curve: a new empirical model for fire compartment temperatures. Fire Safety Journal 37 (2002) 437-463.
- [BLU03] Blume, G.: Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten. Dissertation aus dem Fachbereich Bauingenieurwesen der TU Braunschweig, (in Vorbereitung).
- [BM78] Bechtold, R.; Ehler, K.-P.; Wesche, J.: Brandversuche Lehrte. Schriftenreihe „Bau- und Wohnforschung“ des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, 04.037, Bonn, 1978.
- [BRE89] Brenig, H. W.; Röwekamp, M.; Müller, K.: Erste Bewertung der bei den HDR-Brandversuchen eingesetzten Rechenverfahren. GRS-A-1639. Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Köln und Garching, 1989.
- [BSI97] Draft British Standard Code of Practice for the Application of Fire Safety Engineering Principles to Fire Safety in Building DD240 Part 1 and 2, 1997
- [CAD01] Cadorin, J. F.; Franssen, J. M.; Pintea, D.: The Design Fire Tool Ozone V2.0 – Theoretical Description and Validation On Experimental Fire Tests. University of Liege, 1st DRAFT, June 2001.
- [CAR01] Martin, D. M.; Kirby, B. R.; O'Connor, M. A.; Twilt, L.; Kruppa, J.: Behaviour of a multi-storey, steel framed building subjected to natural fire effects. EUR 20029 EN-Report. 2001.
- [CIB86] CIB W 14: Design Guide "Structural Fire Safety". Fire Safety Journal, Vol. 10, Nr. 2, S. 76-137, 1986.
- [DAS01] Deutscher Ausschuss für Stahlbau: DAST Richtlinie. Brandsicherheit für Stahl- und Stahlverbundbauteile (für Büro- und Verwaltungsgebäude), 2001.
- [DIN84] Hoffend, F.; Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.: Neue Prüfvorschriften für Stahlstützen bei Brandprüfungen nach DIN 4102 Teil 2. Zentralorgan der deutschen Normung, DIN-Mitteilungen 63 Nr. 3, 1984.
- [EC1-2-2] DIN V ENV 1991-2-2. Eurocode 1 Teil 2-2: Einwirkungen auf Tragwerke – Einwirkungen im Brandfall. Vornorm. Mai 1997.
- [EC3-1-1] DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3, Planung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln. April 1993.
- [EC3-1-2] DIN V ENV 1993-1-2: Eurocode 3, Planung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksplanung für den Brandfall. Mai 1997.
- [EUR98] Brände in Verkehrstunneln, Forschung für die Praxis P 145.2. Forschungsvorhaben im Auftrag der Studiengesellschaft Stahlanwendungen e.V. Düsseldorf. Abschlussbericht, 1998.
- [FDS2] Grattan, K. et al. : Fire Dynamics Simulator (Version 2) – User's Guide. NISTIR 6784. National Institute of Standards and Technology. Technology Administration. U.S. Department of Commerce, November 2001.
- [FEA02] Feasey, R.; Buchanan, B.: Post-flashover fires for structural design. Fire Safety Journal 37 (2002) 83-105.

- [HAS86] Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Heft 69, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, 1986.
- [HES82] Heskestad, G.: Engineering relations for fire plumes. Technology Report 82-8. Society of Fire Protection Engineers, Boston, 1982.
- [HEI91] Heins, T.: Simulationsmodell zur Sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung bei Bränden in ausgedehnten Räumen. Heft 92, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, 1991.
- [HOS00.2] Hosser, D.; Blume, G.; Will, J.: Brandschutz in Chemikalienlagern. Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Optimierung von Nachweismethoden und Schutzkonzepten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 151. Braunschweig, 2000.
- [HOS00.3] Hosser, D. (Hrsg): Brandschutz in Europa – Bemessung nach Eurocodes. Erläuterungen und Anwendungen zu den Brandschutzteilen der Eurocodes 1 bis 6. Beuth-Kommentar. Deutsches Institut für Normung e. V. 1. Auflage. Beuth-Verlag, Berlin, Wien, Zürich, 2000.
- [HOS02.4] Hosser, D.; Dehne, M.: Brandschutz im Industriebau – DIN 18230 und kein Ende. Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. DDr. U. Schneider, Institut für Baustofflehre, Bauphysik und Brandschutz der TU Wien. 2002.
- [HOS98.2] Hosser, D. et al.: Gleichwertigkeit von Brandschutznachweisen nach DIN 4102 Teil 4 und den Eurocodes 1 – 6. Forschungsvorhaben im Auftrag des Deutschen Instituts für Bautechnik (DiBt), Berlin. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig. Abschlussbericht, November 1998.
- [HOT98] Hostikka, S.; Keski-Rahkonen, O.: Results of CIB W14 Round Robin for Code Assessment, Scenario B. VTT Technical Research Centre of Finland, Espoo, 1998.
- [ICP02] International Collaborative Project to Evaluate Fire Models for Nuclear Power Plant Application
- [JAN02] Jank, W. (MFPA Leipzig) persönliche Mitteilung vom 23.09.2002
- [KOR81] Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.: Betonbrandschutzhandbuch. Beton Verlag, Düsseldorf, 1981.
- [KRU98] Kruppa, J.; Newman, G.; Schleich, J.B.; Twilt, L.: ECCS Model Code On Fire Engineering. 1998.
- [LAT87] Latham, D. J.; Kirby, B. R.; Thomson, G.: The temperatures attained by unprotected structural steelwork in experimental natural fires. Fire Safety Journal 12. 1987.
- [LAW83] Law, M: A basis for the design of fire protection of building structures. The Structural Engineer 61 (1983) 25-33.
- [MAG70] Magnusson, S. E.; Thelandersson, S.: Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development. Acta Polytechnica Scandinavia. Civil Engineering and Building Construction 65 (1970).
- [MBO96] Musterbauordnung, Ausgabe Juni 1996.
- [MCC76] McCaffrey, B.J.; Quintiere, J.G.; Harkleroad, M.F.: A Robust Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application. Combustion and Flame Vol. 26, No. 1, 1976, pp. 125-127.
- [MCC81] McCaffrey, B. J.; Quintierre, J. G.; Harkleroad, M. F.: Estimating Room Fire Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Test Data Correlations. Fire Technology 17 (1981) 98-119.

- [MCC83] McCaffrey, B.: Momentum Implications for Buoyant Diffusion Flames. Combustion and Flame 52. 1983, pp. 149-167.
- [MEA96] Meacham, B. J.: The Evolution of Performance-Based Codes and Fire Safety Design Methods. Building and Fire Research Laboratory, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, 1996
- [NAD3-1-2] Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1993-1-2. Nationales Anwendungsdokument zu Eurocode 3 Teil 1-2. DIN-Fachbericht, September 1999.
- [NEW00.2] Newman, G. M.; Robinson, J. T.; Bailey, C. G.: Fire safe design: A New Approach to Multi-Storey Steel-Framed Buildings, SCI Publication P288, The Steel Construction Institute, Ascot, 2000.
- [NIST92] Portier, R. W.; Reneke, P. A.; Jones, W. W.; Peacock, R. D.: A User's Guide for CFAST Version 1.6. NISTR4985. National Institute of Standards and Technology. Building and Fire Research Laboratory. Gaithersburg, Maryland, USA. 1992.
- [PEA93] Peacock, R. D.; Jones, W. W.; Bukowski, R. W.: Verification of a Model of Fire and Smoke Transport. Fire Safety Journal 21. pp. 89-129. 1993.
- [PET76] Pettersson, O.; Magnusson, S.-E.; Thor, J.: Fire Engineering Design of Steel Structures. Lund Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 1976
- [prEC1-1-2] Draft prEN 1991-1-2. Eurocode 1 Part 1-2: General Actions – Actions on structures exposed to fire. July 2001.
- [RAN00] Ranby, A.; Inha, T.; Myllymäki, J.: Structural Steel Fire Design. SBI Publication 134. Finish Constructional Steelwork Association, Norwegian Steel Association, Swedish Institute of Steel Construction. ISBN 9171270299. 2000.
- [SCL00] Schleich, J. B.; Cajot, L.-G.; Pierre, M.: Natural Safety Concept. Full Scale Tests, Implementation, in the Eurocodes and Development of an Userfriendly Design-Tool. Technical Report N° 6 (Period from 01.01.-30.06.2000). CEC-Agreement 7210-PA/PB/PC/PD/PE/PF/PR-060.
- [SCL01.2] Schleich, J. B.: Background documents for ENV 1991-2-2. Conversion of ENV 1991-2-2, meeting 14.06.2001.
- [SCL99] Schleich, J. B.; Cajot, L.: Competitive Steel Buildings through Natural Fire Safety Concept. Draft Final. Report composed of 5 parts. 1999.
- [SFP90] DiNenno, P. J. (Hrsg.) et al.: The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Society of Fire Protection Engineers (SFPE) and National Fire Protection Association (NFPA). NFPA, Quincy Ma. (USA), 1990.
- [SFB86.6] Hagen, E. Der natürliche Brand – Brandversuche in großen Brandabschnitten. Teilprojekt C3. Arbeitsbericht 1984-1986. Teil II. Sonderforschungsbereich 148, Juli 1987.
- [SFB148] Kordina, K.; Henke, V.: Schlußbericht Teilprojekt D 1, TU Braunschweig, Sonderforschungsbereich 148, April 1987.
- [SIA84] SIA-Dokumentation No. 81: Brandrisikobewertung - Berechnungsmethode. Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein, Zürich, 1984
- [STE96] Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall. Heft 120, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, 1996.
- [SYN99] Synopse Brandschutzkonzept der Fachkommission Bauaufsicht. Stand Oktober 1999.
- [TEU00] Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise. Forschungsvorhaben

- S 503 im Auftrag der Stiftung Industrieforschung, Köln. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig. 1. Zwischenbericht, Dezember 2000.
- [TEU01] Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise. Forschungsvorhaben S 503 im Auftrag der Stiftung Industrieforschung, Köln. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig. 2. Zwischenbericht, Dezember 2001.
- [THO63] Thomas, P. H.; Hinkley, P. L.: Investigations into the flow of hot gases in roof venting. Fire Research Technical Paper No. 7. London, HMSO, 1963.
- [VDS2827] Bemessungsbrände für Brandsimulationen und Brandschutzkonzepte. VdS 2827: 2000-05 (01). Verlag VdS Schadenverhütung. Köln, 2000.
- [WAL95] Walton, W.D.; Thomas, P.H.: Estimating temperatures in compartment fires. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Chapter 3-6. Society of Fire Protection Engineers, USA, 1995
- [ZEH01.1] Zehfuß, J.: Optimierter Brandschutz im mehrgeschossigen Stahlhochbau. Braunschweiger Brandschutztage '01, 9. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 158. Braunschweig, 2001.
- [ZEH02.1] Zehfuß, J.: Risikogerechte brandschutztechnische Bemessung mehrgeschossiger Wohn- und Bürogebäude am Beispiel der Stahlbauweise, Bauingenieur 77, 2002, 336-343.
- [ZEH02.4] Zehfuß, J.; Hosser, D.; Haß, S.: Validierungsversuch mit Mobiliarbrandlasten. Versuchsbericht. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), TU Braunschweig. Dezember 2002.
- [ZHO00] Zhongcheng, M.; Mäkeläinen, P.: Parametric temperature-time curves of medium compartment fires for structural design. Fire Safety Journal 34 (2000) 361-375.
- [ZUK81] Zukoski, E. E.: Entrainment in the near field of a fire plume. Report NBS-GCR-81-346, CFR NIST, August 1981.